琉球大学学術リポジトリ

木材切削工具の腐食摩耗特性に関する研究

メタデータ	言語: Japanese 出版者: 福田英昭 公開日: 2021-12-15 キーワード (Ja): キーワード (En): 作成者: 福田, 英昭, Fukuda, Hideaki メールアドレス: 所属:
URL	http://hdl.handle.net/20.500.12000/1788

木材切削工具の腐食摩耗特性に関する研究

福田 英昭

２００６

目　次

緒　論　1

1．研究の目的　2

2．既往の研究　6

3．研究の概要　10

第1章　実験装置および測定　13

1．実験装置　14

1．1　穴あけ加工機械　14

1．2　平削り加工機械　15

2．供試工具と工具摩耗量の測定方法　17

2．1　穴あけ工具（ビット）　17

2．2　平削り工具（ナイフ）　18

2．3　工具摩耗量の測定方法　18

3．被削材　19

3．1　被削材の作製　19

3．2　被削材の pH の測定方法　20

4．摘要　20

5．図表　21

第２章　高含水率材の穴あけ加工におけるビットの摩耗特性　29

１．ビット摩耗に及ぼす工具材種の影響　30

１．１　実験方法　30

１．１．１　供試ビットと被削材　30

１．１．２　実験条件　30

１．２　実験結果と考察　31

２．超硬合金ビットの摩耗に及ぼす合金組成の影響　33

２．１　実験方法　34

２．１．１　供試ビットと被削材　34

２．１．２　実験条件　34

２．２　実験結果と考察　35

２．２．１　ビット摩耗の進行経過　35

２．２．２　ビット摩耗量と刃先硬さあるいは合金組成の関係　35

２．２．３　ビット摩耗面のＳＥＭ観察　37

３．超硬合金ビットと高速度鋼ビットの摩耗に及ぼす切削速度の影響　39

３．１　実験方法　39

３．１．１　供試ビットと被削材　39

３．１．２　実験条件　39

３．２　実験結果と考察　40

３．２．１　ビット摩耗の進行経過　40

３．２．２　ビット摩耗量と切削速度の関係　41

４．摘要　42

５．図表　45

第３章　高含水率材の平削り加工におけるナイフの摩耗特性　63

１．高速度鋼ナイフとコーティング高速度鋼ナイフの摩耗　64

１．１　実験方法　64

１．１．１　供試ナイフと被削材　64

１．１．２　実験条件　65

１．２　実験結果と考察　65

１．２．１　ナイフ摩耗の進行経過　65

１．２．２　ナイフ摩耗面のＳＥＭ観察　67

２．高速度鋼ナイフとコーティング高速度鋼ナイフの摩耗に及ぼす切削速度の影響　70

２．１　実験方法　70

２．１．１　供試ナイフと被削材　70

２．１．２　実験条件　70

２．２　実験結果と考察　71

２．２．１　ナイフ摩耗の進行経過　71

２．２．２　ナイフ摩耗量と切削速度の関係　72

３．摘要　74

４．図表　76

第４章　気乾材の穴あけ加工と平削り加工における工具の摩耗特性　88

１．高速度鋼ビットと高速度鋼ナイフの摩耗　90

１．１　実験方法　90

１．１．１　供試ビットとナイフおよび被削材　90

１．１．２　実験条件　90

１．２　実験結果と考察　91

１．２．１　ビット摩耗とナイフ摩耗の進行経過　91

１．２．２　ビット摩耗面とナイフ摩耗面のＳＥＭ観察　92

２．高速度鋼ナイフの摩耗に及ぼす静電気の影響　93

２．１　実験方法　93

２．１．１　供試ナイフと被削材　93

２．１．２　実験条件　94

２．１．３　静電気の測定　94

２．２　静電気の測定結果とナイフ摩耗の原因としての考察　95

３．摘要　96

４．図表　98

第５章　木材切削工具の腐食摩耗特性に対する考察　104

１．工具摩耗に占める腐食摩耗割合　105

１．１　腐食摩耗割合の算定法　105

１．２　ビットとナイフの腐食摩耗割合　107

１．２．１　高含水率材の穴あけ加工　107

１．２．２　高含水率材の平削り加工　109

１．２．３　気乾材の穴あけ加工と平削り加工　110

２．Taylor の寿命方程式　111

２．１　寿命方程式の算定法　112

２．２　木材切削工具の寿命方程式　112

２．２．１　高含水率材の穴あけ加工　112

２．２．２　高含水率材の平削り加工　115

３．摘要　116

４．図表　117

総　括　132

謝　辞　140

緒　論

1．研究の目的

木材切削における切削工具の摩耗機構は，高速切削に伴って出現する熱的摩耗を二次的なものとして捉えれば，基本的には力学的摩耗と腐食摩耗の両機構に大別できる。

前者の力学的摩耗は，切削工具と被削材との間に生じる変形力，摩擦力，衝撃力などの力学的作用に基づく摩耗機構であり，この力学的摩耗を抑えるために，これまで工具の耐摩耗性や耐衝撃性の向上が図られてきたと言っても過言ではない。すなわち，工具の長寿命化の観点から，優れた高温硬さや靭性を有し，大きな摩耗抵抗を有する工具が求められ，木材切削工具は，炭素工具鋼から始まり，合金工具鋼，高速度鋼，鋳造合金（ステライト），超硬合金，焼結ダイヤモンドへと発展してきた。後者の腐食摩耗は，切削工具と被削材との間の化学的あるいは電気化学的作用に起因する摩耗機構である。腐食摩耗は，比較的古くから指摘されていた[1-4]が，これまで検討例は乏しかった。ところが，工具成分と木材成分の腐食反応が進展しやすい環境，例えば，高含水率材や酸性の強い気乾木材の切削では，この腐食摩耗機構が工具摩耗を支配する場合のあることなどが明らかにされ，製材や単板切削など生材切削の機会が多い木材切削分野では，腐食摩耗機構の解明は無視できない重要な課題となってきた。

ところで，金属の腐食に対しては腐食工学でいうカソード（陰極）防食法[5-8]が有効であることが知られている。木材切削工具の腐食摩耗を抑制する

ためにカソード防食法を応用する切削方法とは，工具側をカソード（陰極），被削材側をアノード（陽極）にして，この間に直流電圧を印加しながら切削を行うことである。高含水率材の切削における工具摩耗は，カソード防食法を応用した直流電圧の印加によって，通常切削の 1/2～1/5 倍までに大幅に低減できることが，単板切削，旋削加工，穴あけ加工において明らかにされている[9-12]。このことは，腐食摩耗が工具摩耗の進行を支配していることを示唆している。このように，高含水率材切削では腐食摩耗の重要性が指摘され，その定量化が計られつつある。しかしながら，これまでの知見は，おもに高速度鋼工具を用いた切削加工によるものであり，他の工具材種についてはほとんど定量的検討が行われておらず，木材切削における各種工具の選択や耐食性を考慮した工具開発の基礎として，この課題についての検討が必要と考えられる。

木材切削において高速度鋼とともに広く使用されている超硬合金は，その物性値が合金組成によって強く影響を受けることが知られている[13-15]が，合金組成と腐食摩耗特性との関係については必ずしも十分な検討は行われていない。超硬合金工具は，炭化タングステン粒径やコバルト含有率によって，硬さ，抗折力や比重などの物性値が異なり，K 種，超微粒やその他に分類され，さらに，その種類ごとに合金組成の差異によって種々の超硬合金材種が見られ，使用分類記号が定められている。各種超硬合金工具の摩耗特性を調べた研究は，丸のこ加工[16]，旋削加工[17,18]，フライス加工[19]，穴あけ

加工[20]などで報告が見られるが，いずれも３～12 材種を供試したものであり，超硬合金工具を用いて高含水率材を切削した場合の腐食摩耗については，未だ定量的な検討は十分に行われていない。

近年，耐摩耗性の観点から，高速度鋼あるいは超硬合金の表面に窒化チタンなどの耐摩耗性に富む硬質薄膜を被覆したコーティング工具が金属切削の分野において普及してきた[21]。しかしながら，木材あるいは木質材料の切削におけるコーティング工具の摩耗特性について調べた研究報告は少なく[22]，とくに，高含水率材の切削における腐食摩耗についての検討例は乏しいのが現状である。

気乾材切削においても，ベイスギやクリなどの樹種では，他の樹種に比べて工具摩耗が著しく進行することが明らかにされており[11,23-25]，これは工具腐食性抽出成分による腐食作用によるものと考えられている。また，気乾材切削の場合も木材実質中の結合水に起因する腐食摩耗が関与し，上記の高含水率材切削の場合と同様に，工具に負の直流電圧を印加しながら切削を行うと，工具摩耗の進行が抑制されることが期待される。しかしながら，この気乾材切削での直流電圧印加による腐食摩耗抑制効果についての研究報告はこれまで全く見られず，気乾材切削の工具摩耗に関与する腐食要因の影響については十分検討されていないのが現状である。ところで，気乾材やＭＤＦ切削では，被削材と切削工具間に電位差が生じ，静電気が発生すると指摘[26-28]されている。すなわち，Stewart ら[26]と King ら[27]によって，ＭＤＦの

旋削加工中に工具に静電気が発生し，時には帯電した電荷が工具側から被削材側へ移動し放電すること等の静電気による電荷の発生と放電に関するメカニズムが検討されている。気乾材切削における工具摩耗の進行においては，静電気が関与する放電摩耗の存在も考えられるが，その検討例は乏しい。

本研究では，以上のような背景から，木材切削工具の腐食摩耗特性の解明を図り，木材切削における工具材種の選択や耐食性を考慮した工具開発についての基礎資料を得る目的から実験を行った。

2．既往の研究

2．1　高含水率材切削における工具の腐食摩耗の電気的制御に関する研究

高含水率材の切削では，工具と被削材の間の力学的作用に基づく力学的摩耗と，化学的あるいは電気化学的作用に基づく腐食摩耗の両摩耗機構によって工具摩耗が進行するが，工具条件，被削材条件，切削条件によっては，後者の腐食摩耗が摩耗機構の主体であることが知られている。

Kivimaa (1952) [1]は，工具に－1,500V の直流電圧を印加することにより，通常切削の 1/5 倍の摩耗量を低減させたことを報告している。Hills ら (1964) [2]と McKenzie ら (1965) [3]および Kirbach ら (1976) [29]は，工具の摩耗要因としての化学的腐食について検討しており，McKenzie ら (1968) [4]は，刃先に－60V の直流電圧を印加することにより，単板切削でのナイフ摩耗量を通常切削の 1/2 倍まで低減できたことを報告している。一方で，Klamecki (1978) [30]は，生材と気乾材切削について，高速度鋼工具を機械系から電気的に絶縁した状態で切削することによって工具摩耗の進行速度を低減させたことを報告している。

佐藤 (1981-1988) [12,31-35]は，高含水率材の旋削加工における工具の化学的摩耗について検討しており，切削時の工具と被削材間の電気化学的作用をいくつかの工具材種について検討している。

村瀬 (1984) [36]は，炭素工具鋼，合金工具鋼，高速度鋼および超硬合金の

4工具材種を用い，比較的酸性の強いベイスギ生材と気乾材を切削したときの工具摩耗の差異を検討し，生材切削時に工具に直流電圧を印加して工具摩耗の電気的抑制効果を検討している。また，切削速度と工具温度を変化させてベイスギ生材切削を行い，工具材種特性を調べている[37]。さらに，上記とは異なる数種の新たな工具材種（ニッケル鋼，ダイス鋼，ステライト，サーメット，焼結ダイヤモンド）を用いてベイスギ生材と気乾材切削を行い，これらの工具の腐食摩耗特性を明らかにしている[38]。単板切削についても，－120V から＋120V の直流電圧を工具に印加して切削し，高速度鋼工具と合金工具鋼工具の腐食摩耗特性と腐食摩耗の電気的抑制効果について検討している[39]。さらに，カソード防食法を応用して最大 1,800V までの直流電圧を工具に印加し，ベイスギ，メラピ，レッドラワン，アピトンの各生材を切削し，高速度鋼工具の腐食摩耗の電気的抑制状況を明らかにしている[10]。また，特徴ある樹種を供試し，腐食摩耗の樹種特性や定量的割合，さらにはその支配要因について検討している[11,40]。このように，高含水率材切削時の工具摩耗進行における腐食摩耗機構の重要性が指摘され，その定量化が計られつつある。しかしながら，これまでの知見はおもに高速度鋼工具を用いた切削試験によるものであり，他の工具材種についてはほとんど定量的な検討が行われておらず，木材切削における各種工具の選択や耐食性を考慮した工具開発の基礎として，この課題についての検討がさらに必要である。

穴あけ加工における腐食摩耗の研究については，番匠谷ら（1984）[41]は，

ベイスギ高含水率材を高速度鋼ビットで穴あけ加工し，ビットと被削材の切削系を機械系から絶縁することでビット摩耗の進行を減少させ，ビットに負の直流電圧を印加しながら加工すると摩耗の進行が抑制されることを示し，ビットの腐食摩耗（電気化学的摩耗）について検討している。また，国産材と外材を含む16樹種の気乾材と生材を供試して穴あけ加工を行い，高速度鋼ビットの摩耗の進行は，いずれの樹種の場合も生材切削の方が速いことを明らかにし，生材切削ではビットと被削材の間に電位差が生じたことを示した[23]。さらに，ベイスギの気乾材と生材を供試し，合金工具鋼ビット，高速度鋼ビット，超硬合金ビットを用いて穴あけ加工を行い，気乾材切削と生材切削間のビット摩耗の進行の差異をビットの工具材種ごとに明らかにしている[42]。クリ生材の穴あけについても，カソード防食法による高速度鋼ビットの腐食摩耗の抑制効果について検討している[9]。しかしながら，高含水率材の穴あけ加工における各工具材種ビットの腐食摩耗，さらには，カソード防食法によるビットの腐食摩耗の抑制効果については，さらなる検討が望まれる。

2．2　気乾材および木質材料切削における工具－被削材間の電気的挙動に関する研究

気乾材や木質材料の切削では，切削中に被削材と切削工具の間に電位差を生じ，静電気が発生することが指摘されている。

Alekseev (1957) [43]は，気乾材の切削時に生成される削り屑が負に帯電されることを示した。Klamecki (1978) [30]は，工具を機械系から電気的に絶縁した状態で気乾材を高速度鋼工具で切削すると，工具摩耗の進行が遅くなり，工具と被削材間に電位差を生ずることを報告した。佐藤 (1988) [28]は，同じく絶縁切削時に工具に帯電される静電気について定性的な検討を行い，工具表面には正の静電気が，気乾材表面には負の静電気が充電されることを示した。Stewart ら (1994) [26]は，ＭＤＦの旋削加工において，静電気が被削材（カソード側）から工具（アノード側）への放電と，これとは逆の工具側から被削材側へ放電を繰り返しているを報告した。King ら (1995) [27]は，ＭＤＦの旋削加工において，切り込み量および切削速度の違いによる静電気量の発生の差異を検討した。気乾材や木質材料の切削における工具摩耗の進行においては，静電気が関与する放電摩耗の存在も考えられ，Stewart ら (1986-1992) [26,44-47]は，刃先が極めて高温になることでその現象を説明しているが，未だ検討例は乏しい。また，気乾材切削での直流電圧印加による腐食摩耗抑制効果についての研究報告はこれまで全く見られず，気乾材切削の工具摩耗に関与する腐食要因の影響については十分検討されていないのが現状である。

3．研究の概要

以下では，前述した研究の目的および既往の研究を踏まえて実施した本研究の概要について，章を追って述べる。

第１章では，本研究での穴あけ加工と平削り加工において使用した実験装置，供試した工具の概要を示した。さらに，切削試験における工具摩耗の測定方法と摩耗量の求め方，被削材の作製方法を説明した。

第２章では，高含水率材の穴あけ加工におけるビットの寿命試験を行い，ビットの工具材種，超硬合金ビットの合金組成，切削速度の各因子がビット摩耗の進行に及ぼす影響を明らかにし，ビットの摩耗特性について考察した。すなわち，第１節では，超硬合金ビット，高速度鋼ビットおよび合金工具鋼ビットを供試し，ビットに０Ｖ～－400 Ｖの間で５段階の直流電圧を印加しながら，ベイマツ高含水率材とメラピ高含水率材の穴あけ加工を行い，ビット摩耗に及ぼす工具材種の影響を調べた[48]。第２節では，合金組成の異なる 12 材種超硬合金ビットを供試し，ビットに０Ｖあるいは－400 Ｖの直流電圧を印加しながら，ベイマツ高含水率材の穴あけ加工を行い，超硬合金ビットの摩耗に及ぼす合金組成の影響を調べた[49]。第３節では，３材種超硬合金ビットと高速度鋼ビットを供試し，ビットに第２節と同じ直流電圧を印加しながら，切削速度を 21.9～101.8 m/min の間で４段階に変化させてベイマツ高含水率材の穴あけ加工を行い，超硬合金ビットの摩耗に及ぼす切削速度の影響を調べた[50]。

第３章では，近年金属切削の分野で長寿命工具として使用されているコーティング工具に着目し，高速度鋼ナイフとコーティング高速度鋼ナイフによるベイマツ高含水率材の平削り加工を行った。すなわち，第１節では，高速度鋼ナイフと窒化チタン（TiN），シアン化チタン（TiCN），窒化クロム（CrN）の各コーティング高速度鋼ナイフに０Ｖあるいは－1 kV ，＋1 kVの直流電圧を印加しながら平削り加工を行い，印加電圧によるナイフ摩耗の進行経過の差異を明らかにするとともに，各ナイフの摩耗特性を調べた[51]。第２節では，高速度鋼ナイフと窒化チタンコーティング高速度鋼ナイフを供試し，ナイフに第１節と同じ直流電圧を印加しながら，切削速度を 73.2～219.6 m/minの間で４段階に変化させて高含水率材の平削り加工を行い，両ナイフの摩耗に及ぼす切削速度の影響を調べた[52]。

第４章では，気乾材の穴あけ加工と平削り加工におけるビットとナイフの摩耗について調べ，さらに，ナイフによる平削り加工について，切削中にナイフ側に発生した静電気電圧を測定した。すなわち，第１節では，高速度鋼工具に０Ｖあるいは－2 kV ，－1 kV，＋1 kV，＋2 kVの直流電圧を印加しながらベイマツ気乾材の穴あけ加工と平削り加工を行い，気乾材切削におけるビットとナイフの摩耗特性を調べた[53]。第２節では，鋭利刃と摩耗刃によるベイマツ気乾材の平削り加工について，切削中にナイフ側に発生した静電気電圧の波形を測定した。さらに，工具摩耗の原因としての静電気の関与について考察した[53]。

第５章では，第２章から第４章の実験結果から，木材切削工具の腐食摩耗特性について考察を行い，切削速度を変化させた実験結果についてはTaylor の寿命方程式を求め，摩耗機構と関連させて考察した。すなわち，第１節では，工具摩耗に占める腐食摩耗割合の算定法を記述し，第２章から第４章までの実験結果について腐食摩耗割合を求め，腐食摩耗割合を工具の摩耗機構と関連付けて考察した。第２節では，切削速度と工具の寿命時間の関係を示す Taylor の寿命方程式（$VT^n = C$）の算定法を記述し，第２章と第３章の切削速度を変化させた実験結果について寿命方程式の指数 n と定数 C を求め，得られた指数 n の値から摩耗機構を考察した。

第１章　実験装置および測定

本研究では，第２章と第４章では穴あけ加工，第３章と第４章では平削り加工を行った。はじめに，本研究で用いた実験装置，供試工具，被削材，工具摩耗量の測定方法など実験に共通した項目について記述する。

１．実験装置

１．１　穴あけ加工機械

穴あけ加工機械[54]には，Fig. 1-1 に示すような米国 Powermatic Machine 社製の手動送り式直立ボール盤を用いた。同ボール盤には主軸自動送り装置を装備し，主軸が一定時間サイクルで自動昇降する連続穴あけ機構に改造した。

すなわち，主軸①に平行に取り付けられたテーパ状のスリーブ②は，主軸が一定位置まで上昇あるいは下降すると，リミットスイッチ③に接触し，電気回線により三相モータ④の回転方向が変化して，主軸は一定時間サイクルで自動昇降運動を繰り返し，テーブル⑤上に固定されたバイス⑥にセットされた被削材⑦を連続的に穴あけ加工する構造である。また，送り速度は，減速機⑨および各回転軸の換えプーリによって 2.1～216 cm/min の間で可変である。

Fig. 1-2 は，Fig. 1-1 の切削部分を拡大した図である。穴あけ加工は，ビット④とドリルチャック①，被削材⑤とバイス⑥をそれぞれ絶縁した後に，直流電源を用いてビットに直流電圧を印加した。

穴あけ加工での切削長 L は，式(1)で示されるように，ビットの外周切れ刃先の被削材に対する運動の軌跡の長さ，すなわち１個の穴あけにおけるつるまき線（Helix）の総長さと穴あけ個数の積で表した。

$$L=\sqrt{(\pi D)^2+f_{rev}{}^2}\,\frac{dm}{1000f_{rev}}\fallingdotseq\frac{\pi Ddm}{1000f_{rev}} \tag{1}$$

L ：切削長（のべ切削長）（m）

f_{rev}：１回転あたり送り量（mm/rev）

D ：ビットの直径（mm）

d ：穴あけ加工深さ（mm）

m ：穴あけ個数

また，ビットが材を切削している正味の切削時間 t は，次の式(2)から求めた。

$$t=\frac{d}{10F}m \tag{2}$$

t ：切削時間（正味切削時間）（min）

F ：主軸の送り速度（cm/min）

１．２ 平削り加工機械

平削り加工機械は，Fig. 1-3 のように，竹川鉄工(株)製の円盤かんな盤を改造して木材の連続平削り加工ができるようにしたものである。

すなわち，円盤の円周上には，８個のアクリルバイス①によって８個の被

削材②を取り付けることができる。工具③は，1軸テーブル④上のアングルプレート⑤に取り付けられた刃物取付具⑥に固定されている。そして，ステッピングモータ⑦の回転によって工具を定速送りし，被削材を所定の切り込み量で連続切削する構造である。ステッピングモータは，データパック⑧で動作モード，動作パルス数，動作スピードのデータを設定し，そのデータをもとにパルスを発進するインテリジェントドライバ⑨によって駆動している。なお，切削速度はインバータ⑩の周波数の設定により円盤を回転させる三相定トルクモータの回転数を変化させることによって，任意に設定することができる。

Fig. 1-4 は，Fig. 1-3 の切削部分を拡大した図である。平削り加工は，ナイフ③と被削材④をアクリル絶縁板⑥によって機械系から絶縁した状態で，切削面に板バネ⑤を押し当て，ナイフ－被削材－板バネ間に閉回路を形成して行った。板バネの被削材接触点からナイフの刃先までの距離は 5 mm である。

平削り加工での切削長 L は，式(3)で示されるように，円盤かんな盤の円周上におけるナイフ1回転のつるまき線の総長さと1秒あたりの回転数と時間の積で表した。

$$L=\sum_{k=1}^{n}\left\{\sqrt{(\pi D)^2+\left(\frac{f_{rev}}{1000}\right)^2}\times 2\sin^{-1}\left(\frac{l}{D}\right)\times\frac{\pi D}{360}\right\}\times N\times t \fallingdotseq nlNt \qquad (3)$$

L ：切削長（のべ切削長）（m）

f_{rev}：１回転あたり送り量（mm/rev）

D ：円盤かんな盤の切削円の直径（m）

N ：円盤かんな盤の回転数（rpm）

l ：被削材１個の長さ（m）

n ：円盤かんな盤に取り付けた被削材の数

また，ナイフが材を切削している正味の切削時間 t は，次の式(4)から求めた。

$$t = \frac{L}{\pi DN} \tag{4}$$

t ：切削時間（正味切削時間）（min）

２．供試工具と工具摩耗量の測定方法

２．１ 穴あけ工具（ビット）

第２章と第４章における穴あけ加工での工具には，だぼ穴あけ用のセンタ・けづめ付きビットを用いた。ビットの工具材種は，超硬合金，高速度鋼，合金工具鋼の３種類である。各材種のビットの先端形状を Fig. 1-5(a)～(c)に示す。

超硬合金ビットは兼房(株)製であり，Table 1-1 に示す直径 8 mm，全長 88 mm の 12 材種超硬合金ビットを準備した。この内訳は K 種超硬合金５材種，耐衝撃用超硬合金５材種，超微粒超硬合金２材種である。このうち，K 種超硬合金材種の JIS 分類番号は K01，K10，K20，K30，K40，耐衝撃用超硬

合金のJIS分類番号はV4, V4, V5, V6, E1である。高速度鋼ビットと合金工具鋼ビットは独ライツ社製であり，直径8 mm，全長125 mmである。

ビットはすべて実験に先立ち，切れ刃，けづめ，中心ぎりの各先端をハンドラッパを用いて丁寧に研ぎあげた。

2.2 平削り工具（ナイフ）

第3章と第4章における平削り加工での工具には，兼房(株)製のFig.1-6のような，刃幅25 mm，厚さ5 mm，刃先角30°の高速度鋼ナイフと，高速度鋼ナイフのすくい面と逃げ面にＰＶＤ（Physical Vapor Deposition）法によって，窒化チタン（TiN），シアン化チタン（TiCN），窒化クロム（CrN）の各コーティング物質を被膜した3種類のナイフ，計4種類のナイフを準備した。なお，高速度鋼ナイフの材種はJIS：SKH51であり，コーティングナイフのコーティング膜厚はいずれも2～3 μmであり，コーティングは(株)不二越に依頼した。

2.3 工具摩耗量の測定方法

穴あけ加工におけるビット摩耗量は，Fig.1-7に示すとおりである。測定方法は，左右2箇所のマージン部に主軸と直角方向に基準線をダイヤモンド工具で入れ，基準線からけづめ先端までの距離を工具顕微鏡（×100）を用いて測定して各後退量を求め，その平均値をビット摩耗量 Wb で表した。

平削り加工におけるナイフ摩耗量は，予めナイフすくい面上の刃幅中央およびその左右の３カ所あるいは５カ所の任意の位置に刻印し，工具顕微鏡を用いて各刻印点から切れ刃に対して直角方向の刃先までの距離を測定して各後退量を求め，その平均値をナイフ摩耗量 *Wk* で表した。

３．被削材

３．１　被削材の作製

第２章と第３章の実験での被削材には，生材を準備することが困難であったので，所定寸法に加工した気乾材を純水に長時間浸漬することによって高含水率材を作製した。樹種には，主としてベイマツ（*Pseudotsuga menziesii* Franco）を，一部メラピ（*Shorea* sp.）を採用した。ベイマツは工具摩耗が腐食摩耗の影響を大きく受ける樹種[11]であり，メラピはシリカを含有して，アブレシブ摩耗を主体とする力学的摩耗の影響を大きく受けて工具摩耗が進行していく樹種として知られていることから，両樹種を採用した。両樹種ともに気乾材を準備し，プレーナ加工と丸のこ加工によって，穴あけ加工用として，厚さ 26 mm，幅 20 mm，長さ 200 mm に，平削り加工用として，厚さ 50 mm，幅 20 mm，長さ 100 mm に仕上げたのち，純水に長時間浸漬して被削材を作製した。

第４章の実験での被削材には，ベイマツ気乾材を用いた。ベイマツを採用した理由は上記のとおりである。試験材の寸法は，プレーナ加工と丸のこ加

工によって，穴あけ加工用として，厚さ 26 mm，幅 20 mm，長さ 200 mm に，平削り加工用として，厚さ 50 mm，幅 20 mm，長さ 100 mm にそれぞれ仕上げた。

穴あけ加工では，被削材（追柾木取り材）の木表側から穴をあけ，平削り加工では，被削材（追柾木取り材）の木端面の平削りを行った。

3．2 被削材の pH の測定方法

被削材の pH は，気乾材の木粉 10 g を添加した蒸留水 100 ml を 15 ℃の恒温水槽中で 24 時間放置後，懸濁液をろ過し，ろ過液についてガラス電極 pH メータにより測定した。

4．摘　　要

本章では，本研究の穴あけ加工と平削り加工において使用した実験装置と供試工具の概要を示した。さらに，切削試験における工具摩耗の測定方法と被削材の作製方法を説明した。

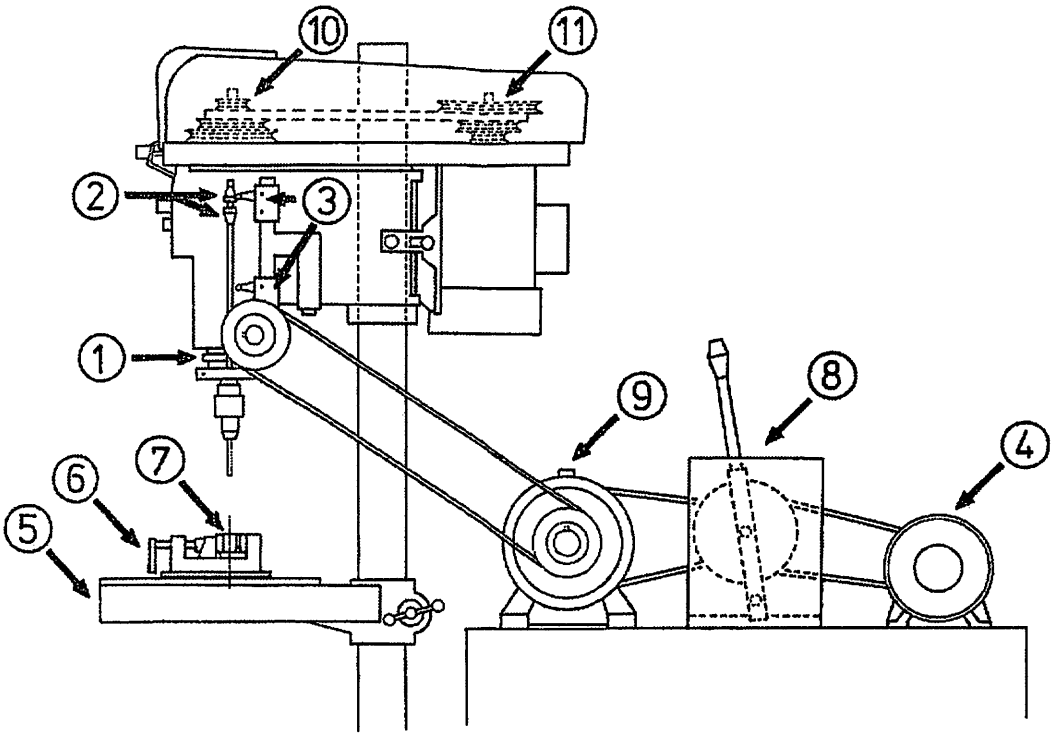


Fig. 1-1. Side view of testing machine.

Legend : ①Spindle, ②Taper sleeve, ③Limit switch, ④3 phase induction motor, ⑤Table, ⑥Vise, ⑦Work piece, ⑧Speed change gear, ⑨Reduction gear, ⑩Pulley, ⑪Pulley.

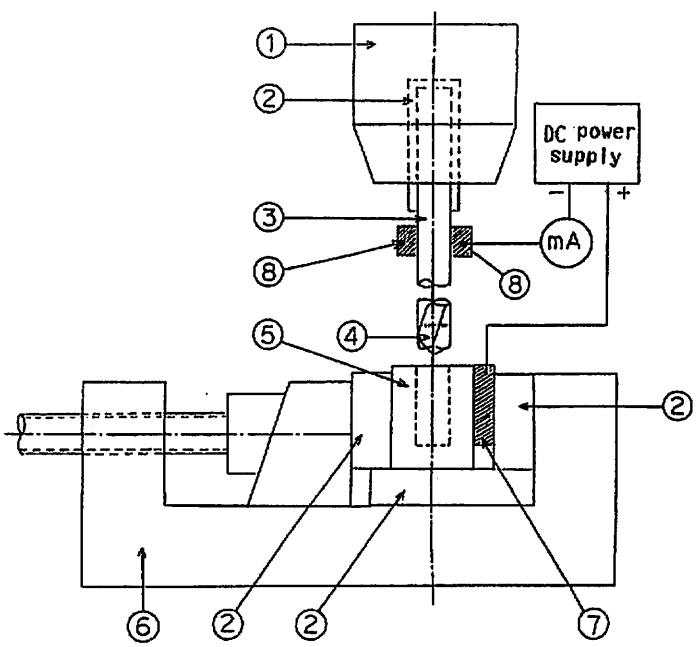


Fig. 1-2. Sketch of boring a hole.
Legend : ①Drill chuck, ②Acrylic plastic, ③Shank of bit, ④Spur machine-bit, ⑤Work piece, ⑥Vise, ⑦Steel plate, ⑧Carbon brush.

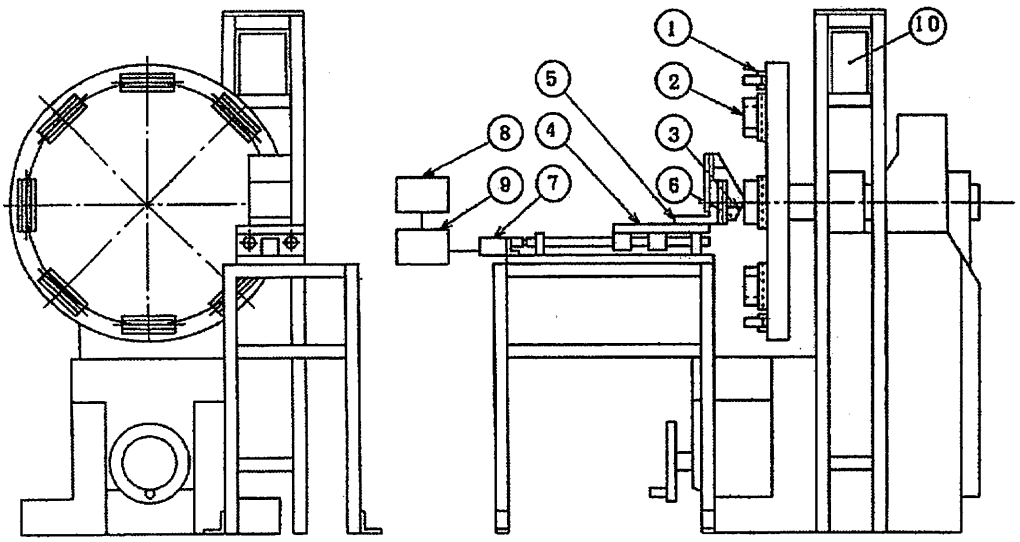


Fig. 1-3. Sketch of testing apparatus.

Legend : ①Acrylic plastic vise, ②Work piece, ③Knife, ④Feed table, ⑤Angle plate, ⑥Tool fixture, ⑦Two-phase stepping motor, ⑧Data pack, ⑨Intelligent driver, ⑩Inverter.

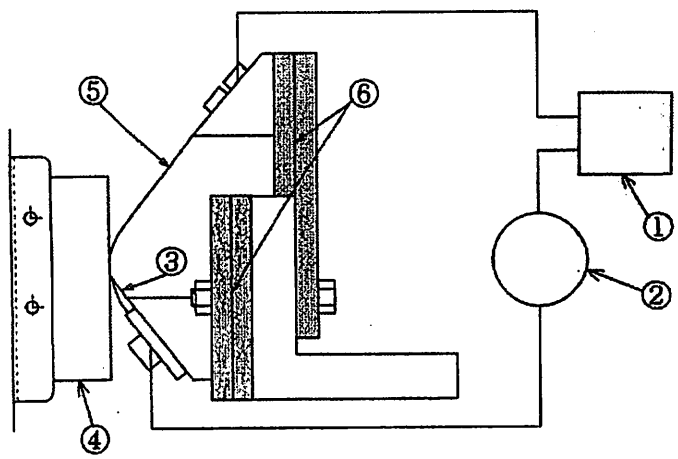
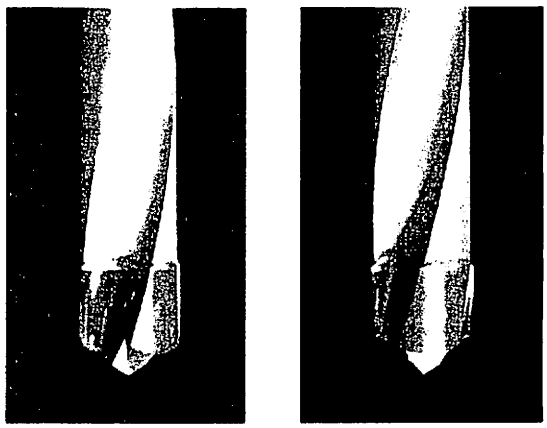


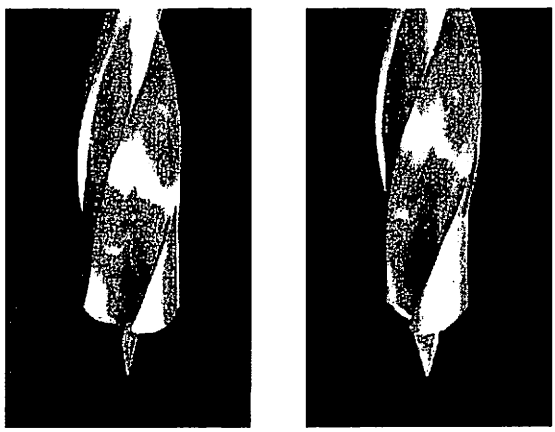
Fig. 1-4. Experiment setup.

Legend : ①DC power supply, ②Direct current microammeter, ③Knife, ④Work piece, ⑤Metal electrode (flat spring) , ⑥Acrylic plastic.

(a) Cemented-carbide bit



(b) High-speed steel bit



(c) Alloy-steel bit

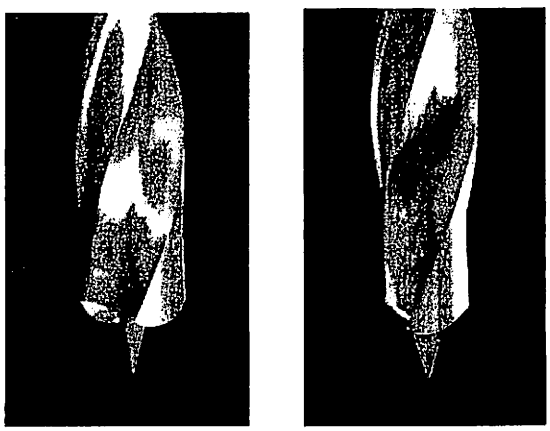


Fig. 1-5. Shapes of spur machine-bits used in the test.

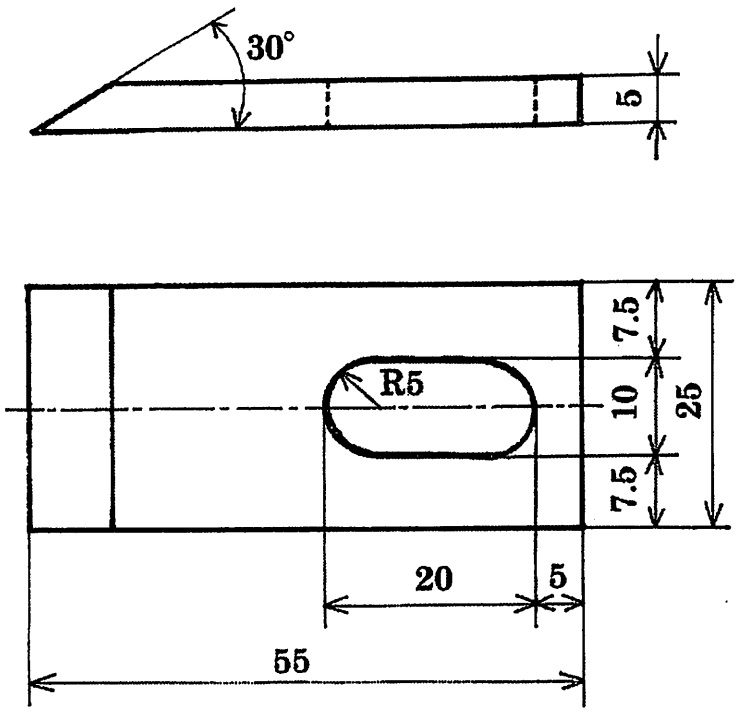


Fig. 1-6. Shape of knife used in the test. (Unit : mm)

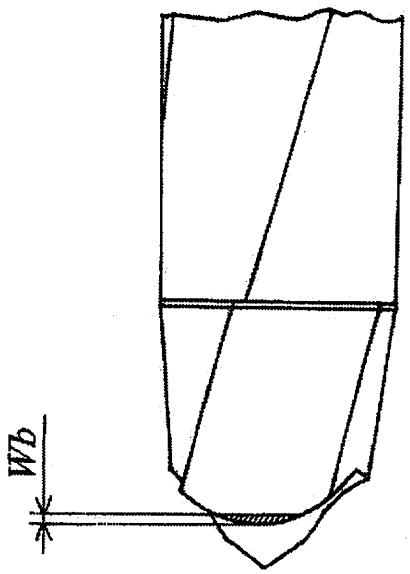


Fig. 1-7. Tool-wear measurement (*Wb*) of spur machine-bit.

Table 1-1. Alloy compositions and factors of cemented-carbide bits.

JIS classified cemented-carbide bit		Edge hardness [H_RA]	Co (wt %)	WC (wt %)	Other carbide (wt %)	Grain diameters (μm)
Type K bit	K01	91.4～92.6	3.5～5.5	91.0～93.0	3～5	1.0～1.5
	K10	91.3～92.6	4.0～6.0	93.0～95.0	2～5	1.5～2.5
	K20	90.1～91.6	6.5～8.0	91.0～93.0	—	1.5～2.5
	K30	89.2～90.4	8.0～10.0	90.0～92.0	—	2.0～3.0
	K40	88.2～89.6	7.0～9.0	91.0～93.0	—	≧3.0
Impact-resisting bit	V4 (1)	88.0～90.5	11.5～13.5	87.0～89.0	—	≧3.5
	V4 (2)	89.0	12.0	88.0	—	<2.0
	V5	87.0～87.8	14.0～16.0	84.0～86.0	—	≧3.5
	V6	83.0	21.0	79.0	—	4.0～5.0
	E1	89.7～90.8	4.0～6.0	94.0～96.0	—	≧3.5
Micro-grained Bit	F (1)	92.5～93.5	11.0～13.0	86.0～88.0	～2.5	0.8～1.0
	F (2)	90.6～91.8	16.0～18.0	81.0～83.0	～2.5	0.8～1.0

第２章　高含水率材の穴あけ加工におけるビットの摩耗特性

木材の穴あけ加工用ビットの工具材種は，合金工具鋼から始まり，高速度鋼へと発展し，近年では超硬合金が用いられるようになってきた。しかし，高含水率材の穴あけ加工におけるビット摩耗に関しては，これまで必ずしも詳細には検討されていないのが現状である。そこで本章では，高含水率材の穴あけ加工におけるビット摩耗に及ぼす工具材種の影響を調べるとともに，超硬合金ビットの摩耗に及ぼす合金組成の影響を明らかにした。さらに，超硬合金ビットと高速度鋼ビットの摩耗に及ぼす切削速度の影響を検討した。

1．ビット摩耗に及ぼす工具材種の影響

1．1 実験方法

1．1．1 供試ビットと被削材

供試ビットには，超硬合金ビット，高速度鋼ビットおよび合金工具鋼ビットを用いた。各ビットの先端形状は Fig. 1-5 に示したとおりである。超硬合金ビットの材種は超微粒であり，合金組成は Table 1-1 に示したとおりであるが，Table 中のコバルト含有率の高い F (2)のビットを供試している。被削材は，ベイマツ高含水率材（平均含水率：約 88 %，気乾比重：0.56，pH：4.1）とメラピ高含水率材（平均含水率：約 108 %，平均気乾比重：0.54，pH：4.8）である。

1．1．2 実験条件

主軸定速送り自動昇降式に改造した直立ボール盤を用いて，ビットとドリ

ルチャック，被削材とバイスをそれぞれ絶縁した後に，直流電源を用いてビットに 0V あるいは－50 V，－100 V，－200 V，－400 V の直流電圧を印加しながら，深さ 20 mm の止まり穴あけ加工を行った。加工条件は，主軸回転数 1,650 rpm，切削速度 41.5 m/min，1 回転あたり送り量 0.1 mm/rev，送り速度 0.16 m/min である。ベイマツ高含水率材の最終穴あけ個数は，超硬合金ビットでは 1400 個，高速度鋼ビットでは 650 個，合金工具鋼ビットでは 350 個である。一方，メラピ高含水率材の最終穴あけ個数は，超硬合金ビットでは 600 個，高速度鋼ビットでは 350 個，合金工具鋼ビットでは 200 個である。そして，所定の穴あけ個数ごとにビット摩耗量を，また，穴あけ個数 5 個おきに加工中にビット－被削材間に流れた電流値を測定した。

1．2 実験結果と考察

3 工具材種ビットのベイマツ高含水率材とメラピ高含水率材の穴あけ加工における穴あけ個数 m，切削長 L，切削時間 t の増加に伴うビット摩耗の進行経過と加工中にビット－被削材間に流れた電流値の変化を印加電圧をパラメータとして，超硬合金ビットの結果を Fig. 2-1 に，高速度鋼ビットの結果を Fig. 2-2 に，合金工具鋼ビットの結果を Fig. 2-3 にそれぞれ示す。

Fig. 2-1～Fig. 2-3 より，ビット摩耗量は 3 工具材種ビットともに，いずれの印加電圧の場合もほぼ放物線的に増加している。また，いずれも 0 V でのビット摩耗の進行が最も速く，負の印加電圧が大きくなるほどカソード

防食法の原理によって腐食摩耗の抑制の程度が増大するため，ビット摩耗の進行は遅くなり，－400 V の場合が最も遅くなっている。ビット摩耗の進行は，両被削材ともに，合金工具鋼ビットが最も速く，ついで高速度鋼ビット，合金工具鋼ビットの順であり，ビットの刃先硬さの順と一致している。

両被削材の穴あけ加工において加工中に流れた電流値は，いずれのビットも印加電圧が－50 V の場合はほぼ一定値を示すが，印加電圧が大きくなるほど測定値が大きくばらつき，穴あけ個数の増加に伴う明確な変化は見られなかったので，図中では平均電流値を示した。平均電流値の範囲は，ベイマツ高含水率材の場合，超硬合金ビットでは 3.1～19.1 mA である。これに対し，高速度鋼ビットと合金工具鋼ビットでは 3.8～31.5 mA であり，超硬合金ビットよりも大きい値を示した。また，高速度鋼ビットと合金工具鋼ビットの平均電流値はいずれの印加電圧においてもほぼ同じ値を示した。一方，メラピ高含水率材の場合は，3 材種ビット間で大きな差異は認められず，1.4～12.0 mA であり，ベイマツ高含水率材と比較すると，いずれの印加電圧の場合も低い値を示した。

最終切削長（最終穴あけ個数）におけるビット摩耗量，加工中に流れた平均電流値と印加電圧の関係を Fig. 2-4(1)～(2)に示す。いずれのビットも，カソード防食法の原理によって負の印加電圧の増加とともに，ビット－被削材間に流れた平均電流値が大きくなって腐食摩耗が抑止されることから，ビット摩耗量は減少して次第に一定値に漸近している。既往の研究[10,11,40]か

らも指摘されているように，0Vでのビットの摩耗機構は力学的摩耗と腐食摩耗，－400Vでのビットの摩耗機構は力学的摩耗が主体と考えることができる。したがって，両ビット摩耗量の差の摩耗機構は腐食摩耗と見なすことができ，0Vでのビット摩耗量に占める腐食摩耗割合を計算することができる。この腐食摩耗割合については，第2章から第4章までの全ての実験結果を対象に第5章において考察する。印加電圧と平均電流値の関係について，平均電流値はいずれのビットも印加電圧の増加に伴って直線的に増加した。また，同一印加電圧での平均電流値は，ベイマツ高含水率材がメラピ高含水率材よりもその平均含水率が低いにもかかわらず，いずれの印加電圧においてもベイマツ高含水率材が大きい値を示したが，これは樹種特性によると考えられる。

2．超硬合金ビットの摩耗に及ぼす合金組成の影響

炭化タングステン粒子をコバルトで焼結して製造された超硬合金は，コバルト含有率，炭化タングステン粒径，炭化タングステン以外の炭化物の添加などの合金組成によって物性値が変化し，コバルト含有率が高いと刃先硬さが低下することが知られている[13,14]。本節では，物性値が広範囲にわたる12材種超硬合金ビットを供試して，ベイマツ高含水率材の穴あけ加工を行い，超硬合金ビットの摩耗に及ぼす合金組成の影響を調べた。

2.1 実験方法

2.1.1 供試ビットと被削材

供試ビットは，Table 1-1 に示した合金組成の異なる 12 材種超硬合金ビットである。ビットの先端形状はいずれも同じであり，Fig. 1-5 に示したとおりである。12 材種超硬合金の内訳は K 種超硬合金 5 材種，耐衝撃用超硬合金 5 材種，超微粒超硬合金 2 材種である。このうち，前 2 者の超硬合金材種の JIS 分類番号は K01，K10，K20，K30，K40 と V4，V4，V5，V6，E1 である。被削材はベイマツ高含水率材（平均含水率：約 101 %，平均気乾比重：0.56，pH：4.1）である。

2.1.2 実験条件

主軸定速送り自動昇降式に改造した直立ボール盤を用いて，ビットとドリルチャック，被削材とバイスをそれぞれ絶縁した後に，直流電源を用いてビットに 0 V あるいは－400 V の直流電圧を印加しながら，深さ 20 mm の止まり穴あけ加工を行った。加工条件は，主軸回転数 1,650 rpm，切削速度 41.5 m/min，1 回転あたり送り量 0.1 mm/rev，送り速度 0.16 m/min であり，最終穴あけ個数は 1400 個である。そして，所定の穴あけ個数ごとにビット摩耗量を測定し，穴あけ個数 5 個おきに加工中にビット－被削材間に流れた電流値を測定した。実験終了後には，ビットのけづめ先端摩耗面のＳＥＭ観察を行った。

2．2 実験結果と考察

2．2．1 ビット摩耗の進行経過

ベイマツ高含水率材の穴あけ加工における 12 材種超硬合金ビットの摩耗の進行経過を Fig. 2-5(1)～(2)に示す。同図より，各超硬合金ビットのビット摩耗量は，いずれもほぼ放物線的に増加しているが，印加電圧が－400 V でのビット摩耗の進行はカソード防食法の原理によって腐食摩耗が抑止されるため，前節と同様に 0 V の場合に比べて著しく遅くなっている。

12 材種超硬合金ビットについて，印加電圧が 0 V と－400 V での最終穴あけ個数 1400 個におけるビット摩耗量と，－400 V での加工中に流れた平均電流値をそれぞれ棒グラフで Fig. 2-6 に示す。同図のように，0 V でのビット摩耗量は，コバルト含有率が高く，炭化タングステン粒径の大きい V5, V6 が大きい値を示し，コバルト含有率の低い K01, K10 および E1 などが小さい値を示している。また，－400 V でのビットの摩耗機構は力学的摩耗が主体であるため，刃先硬さの最も大きい K01 が最小値を，刃先硬さの最も小さい V6 が最大値を示している。なお，－400 V での加工中に流れた平均電流値の範囲は，22.8～29.8 mA であった。

2．2．2 ビット摩耗量と刃先硬さあるいは合金組成の関係

最終切削長（最終穴あけ個数）におけるビット摩耗量と刃先硬さ，コバルト含有率および炭化タングステン粒径との関係について，印加電圧が 0 V の場合の結果を Fig. 2-7 に，－400 V の場合の結果を Fig. 2-8 に示す。12 材種

超硬合金の合金組成はTable 1-1に示したとおりであるが，両図における刃先硬さとコバルト含有率の値は，いずれも平均値で表示している。炭化タングステン粒径の値は最大値あるいは最小値しかわからない材種があり，最大値既知の場合には記号に←を，最小値既知の場合には記号に→を付けて表示している。また，図中には，最小2乗法により求めた回帰直線を示すとともに，相関係数とその有意性（***が 1 %，**が 5 %，*が 10 %の危険率で有意を表す）も記している。

印加電圧が0Vでのビット摩耗量は，Fig. 2-7のように，刃先硬さの増加に伴って減少するが，コバルト含有率が高いほど，また炭化タングステン粒径が大きいほど増加している。ビット摩耗量は刃先硬さに対して危険率5 %で有意となる高い負の直線相関を示し，コバルト含有率に対しては危険率 1 %で有意となる極めて高い正の直線相関を示している。一方，炭化タングステン粒径に対してはあまり相関が認められない。－400Vでのビット摩耗量は，Fig. 2-8のように，刃先硬さとコバルト含有率に対して危険率1 %で有意となる極めて高い直線相関を示している。一方，炭化タングステン粒径に対しては危険率10 %で有意である。－400 Vでのビットの摩耗機構は力学的摩耗が主体と考えることができるが，このことはビット摩耗量が刃先硬さとコバルト含有率の両因子に強く支配されていることからも裏付けられる。

なお，超微粒超硬合金は炭化タングステン粒子とコバルトの接触面積が粒

子の微細化によって増大するので，コバルト含有率が比較的高いにも関わらずコバルト結合相の平均厚みが小さく，刃先硬さが大きいことが知られている。また，超微粒超硬合金ビットはパーティクルボードやＭＤＦの穴あけ加工では優れた耐摩耗性を示すことが明らかにされている [20,55]。しかし，本実験のような腐食環境下では，超微粒超硬合金ビットは面積の広いコバルト結合相が選択的な腐食作用を受け，さらに切削力によって炭化タングステン粒子が離脱する結果，Fig. 2-6 のように，最終切削長（最終穴あけ個数）におけるビット摩耗量はＫ種超硬合金のうち K01, K10, K30 に比べて大きくなっている。このように，高含水率材の穴あけ加工では，超微粒超硬合金ビットを用いることによるビットの大幅な寿命延長効果を期待できないことがわかった。

２．２．３ ビット摩耗面のＳＥＭ観察

ビット摩耗面のＳＥＭ観察では，穴あけ加工終了後に供試した 12 材種超硬合金ビット全てについて，けづめ外周面を写真撮影した。そのうち，印加電圧 ０Ｖ でのビット摩耗量が大きい値を示した，K40 超硬合金ビット，V6 超硬合金ビット，超微粒超硬合金ビットのＳＥＭ写真を Fig. 2-9～Fig. 2-11 に示す。

(1) K40 超硬合金ビット

印加電圧が０Ｖでは，ビット摩耗がとくに腐食摩耗の影響を大きく受けるので，Fig. 2-9 のように，結合材であるコバルトが選択的に溶出してから炭

化タングステン粒子が離脱して摩耗していく様相を示している。－400 V では，腐食摩耗が抑止されて力学的摩耗によって摩耗が進行して，コバルトの溶出と炭化タングステン粒子の離脱の程度が低いので，ビット摩耗面は比較的平滑な様相を示している。

(2) V6 超硬合金ビット

V6 超硬合金ビットのビット摩耗面の様相は，Fig. 2-10 のように，K40 超硬合金ビットと基本的には同じである。しかし，V6 超硬合金ビットはコバルト含有率が 21 %であり，供試したビットの中では最も高いために，腐食摩耗の影響を強く受ける印加電圧 0 V では，K40 超硬合金ビットよりもさらにビット表面の凹凸が激しい摩耗面を示しており，炭化タングステン粒子がかなり離脱している。－400 V では，腐食摩耗が抑止されて力学的摩耗によって摩耗が進行するため，ビット摩耗面は比較的平滑な様相を示している。

(3) 超微粒超硬合金ビット

超微粒超硬合金ビットのコバルト含有率は約 16.0～18.0 %であり，V6 超硬合金ビットと同様に高い値を示すのが特徴である。印加電圧が 0 V と－400 V のいずれも，Fig. 2-11 のように，両ビット摩耗面はコバルトが溶出して炭化タングステン粒子が離脱している。炭化タングステン粒子が細かいことから，両ビット摩耗面はほぼ同じ様相を示しており，K40 超硬合金ビットと V6 超硬合金ビットに比べて，かなり平滑な表面を形成している。

3．超硬合金ビットと高速度鋼ビットの摩耗に及ぼす切削速度の影響

ビットの送り速度を一定にして切削速度（主軸回転数）を変化させて穴あけ加工すると，高速回転ほど1回転あたり送り量が小さくなるため，切削力（トルク，スラスト）と切削消費電力は小さくなることが知られている。したがって，切削力と切削消費電力を低減させるには，高速切削（高速回転）が望ましいことになる。高含水率材の穴あけ加工において，ビット摩耗の進行が切削速度によってどのように変化するかを明らかにすることは実務的に重要である。そこで本節では，超硬合金ビットと高速度鋼ビットのビット摩耗に及ぼす切削速度の影響を，一定切削長（一定個数）穴あけ加工後のビット摩耗量と切削速度の関係から検討する。

3．1 実験方法

3．1．1 供試ビットと被削材

供試ビットには，3材種超硬合金ビットと高速度鋼ビットを用いた。ビットの先端形状はFig. 1-5に示したとおりである。超硬合金ビットの材種は，K種超硬合金，耐衝撃用超硬合金，超微粒超硬合金であり，このうち，前2者の超硬合金材種のJIS分類番号はK10とV6である。各超硬合金ビットの合金組成は，Table 1-1に示したとおりである。被削材は，ベイマツ高含水率材（平均含水率：約89.2 %，平均気乾比重：0.50，pH：4.6）である。

3．1．2 実験条件

主軸定速送り自動昇降式に改造した直立ボール盤を用いて，ビットとドリルチャック，被削材とバイスをそれぞれ絶縁した後に，直流電源を用いてビットに０Ｖあるいは－400 Ｖの直流電圧を印加しながら，深さ 20 mm の止まり穴あけ加工を行った。加工条件は，１回転あたり送り量を 0.1 mm/rev に一定にして，主軸回転数を 870，1,650，2,950 および 4,050 rpm の４段階に変化させた。ビット直径は 8 mm であるので，切削速度はそれぞれ 21.9，41.5，74.1 および 101.8 m/min である。最終穴あけ個数は，超硬合金ビットでは 1400 個，高速度鋼ビットでは 650 個である。そして，所定の穴あけ個数ごとにビット摩耗量を測定し，穴あけ個数５個おきに加工中にビット－被削材間に流れた電流を測定した。

３．２　実験結果と考察

３．２．１　ビット摩耗の進行経過

ベイマツ高含水率材の穴あけ加工における K10 超硬合金ビット，V6 超硬合金ビット，超微粒超硬合金ビットと高速度鋼ビットについて，切削速度 74.1 m/min（主軸回転数 2,950 rpm）でのビット摩耗の進行経過を Fig. 2-12(1)～(2)に示す。印加電圧が－400 Ｖでの加工中にビット－被削材間に流れた電流値の変化も示している。同図より，いずれのビットも切削の初期では印加電圧が０Ｖと－400 Ｖの間でビット摩耗の進行に大きな差異は見られない。しかし，切削の継続に伴い－400 Ｖでのビット摩耗の進行は，

カソード防食法の原理によって腐食摩耗が抑止されるために遅くなり，最終穴あけ個数におけるビット摩耗量は0Vでのビット摩耗量に比べて大幅に小さくなっている。なお，平均電流値の範囲は，13.7～23.3 mA であった。

4種類の供試ビットの切削時間 t に対するビット摩耗の進行経過を，切削速度をパラメータとして，Fig.2-13(1)～(4)に示す。Fig.2-13(1)は K10 超硬合金ビット，Fig.2-13(2)は V6 超硬合金ビット，Fig.2-13(3)は微粒超硬合金ビット，Fig.2-13(4)は高速度鋼ビットの結果である。各ビットともに，いずれの印加電圧の場合も，切削速度が速いほど切削時間に対するビット摩耗の進行は速くなっている。

3.2.2 ビット摩耗量と切削速度の関係

最終切削長（最終穴あけ個数）におけるビット摩耗量と切削速度（主軸回転数）の関係を Fig.2-14 に示す。

印加電圧が 0 V でのビット摩耗量は，同図(a)のように，いずれの切削速度の場合も刃先硬さの最も小さい高速度鋼ビットが最も大きく，ついで V6 超硬合金ビット，超微粒超硬合金ビット，K10 超硬合金ビットの順である。高速度鋼ビットと K10 超硬合金ビットのビット摩耗量の差は，高速回転ほど大きくなっている。また，0 V でのビット摩耗量と切削速度の関係は，供試したビットによって傾向を異にしている。すなわち，高速回転ほど K10 超硬合金ビットと超微粒超硬合金ビットではビット摩耗量が比較的緩やかに増加しているのに対し，V6 超硬合金ビットと高速度鋼ビットではビット摩耗

量が急激に増加している。穴あけ加工では，切削速度が速いほど加工中の切削熱が高くなってビットの腐食摩耗を促進させると考えられる。とくに，熱伝導率の低いV6超硬合金ビットと高速度鋼ビットのビット摩耗量が切削速度の増加に伴って急激に増加したことは，両ビットは高速切削において腐食摩耗が促進されやすいことを示している。印加電圧が－400 Vでのビット摩耗量は，同図(b)のように，いずれのビットも高速回転ほど緩やかに増加し，その増加傾向はほぼ同様である。－400 Vでのビットの摩耗機構は力学的摩耗が主体であるため，とくに超硬合金ビットのビット摩耗量はいずれの切削速度においても，V6超硬合金ビット＞超微粒超硬合金ビット＞K10超硬合金ビットの順であり，刃先硬さが小さいビットほど大きい値を示している。このことは，前節での－400 Vでのビット摩耗量が刃先硬さおよびコバルト含有率と危険率 1 %で有意となる極めて高い直線相関を示した結果と符号している。切削速度の増加に伴ってビット摩耗量が僅かな増加を示したことから，高速域でのビットの摩耗機構は切削熱の影響を僅かに受ける力学的摩耗が主体と考えられる。

4．摘　　要

本章では，高含水率材の穴あけ加工におけるビット摩耗に及ぼす因子として，ビットの工具材種，超硬合金ビットの合金組成，切削速度を取り上げ，ビットの寿命試験を行った。

第１節では，超硬合金ビット，高速度鋼ビットおよび合金工具鋼ビットを供試し，ビットに０Ｖ～－400 Ｖの間で５段階の直流電圧を印加しながら，ベイマツ高含水率材とメラピ高含水率材の穴あけ加工を行い，ビット摩耗に及ぼす工具材種の影響を調べた。その結果，(1)ビット摩耗量は，３工具材種ビットともにいずれの印加電圧の場合もほぼ放物線的に増加し，０Ｖでのビット摩耗の進行が最も速く，負の印加電圧の増加とともにカソード防食法の原理によって腐食摩耗が抑止されるため，ビット摩耗の進行は遅くなり，－400 Ｖ の場合が最も遅くなる。(2)ビット摩耗の進行は，いずれの印加電圧の場合も，合金工具鋼ビットが最も速く，ついで高速度鋼ビット，超硬合金ビットの順である。

第２節では，合金組成の異なる 12 材種超硬合金ビットを供試し，ビットに０Ｖあるいは－400 Ｖの直流電圧を印加しながら，ベイマツ高含水率材の穴あけ加工を行い，超硬合金ビットの摩耗に及ぼす合金組成の影響を調べた。その結果，(1)ビット摩耗の進行は，印加電圧が０Ｖと－400 Ｖのいずれの場合も，刃先硬さが大きいほど，コバルト含有率が高いほど遅くなる。(2)ＳＥＭ観察から，超硬合金ビットの摩耗面は腐食作用によってコバルトの溶出と炭化タングステン粒子の離脱が観察されたが，コバルト含有率の高い K40 と V6 においてその程度は激しい。(3)気乾材切削において耐摩耗性が高いと言われている超微粒超硬合金ビットは，Ｋ種超硬合金ビットよりも摩耗の進行が速く，高含水率材の穴あけ加工では寿命延長を期待できない。

第３節では，３材種超硬合金ビットと高速度鋼ビットを供試して，ビットに０Ｖあるいは－400Ｖの直流電圧を印加しながら，切削速度を21.9～101.8 m/minの間で４段階に変化させてベイマツ高含水率材の穴あけ加工を行い，ビット摩耗に及ぼす切削速度の影響を調べた。その結果，(1)ビット摩耗の進行は，いずれの切削速度の場合も刃先硬さの最も小さい高速度鋼ビットが最も速く，ついでV6超硬合金ビット，超微粒超硬合金ビット，K10超硬合金ビットの順である。(2) 最終切削長でのビット摩耗量は，印加電圧が０Ｖでは，切削速度の増加に伴ってV6超硬合金ビットと高速度鋼ビットでは，加工中の切削熱が高くなり，この切削熱がビットの腐食摩耗を促進させるため，急激に増加する。これに対しK10超硬合金ビットと超微粒超硬合金ビットでは，ビット摩耗量は緩やかに増加する。－400Ｖでは，いずれのビットも摩耗量は高速回転ほど緩やかに増加する。

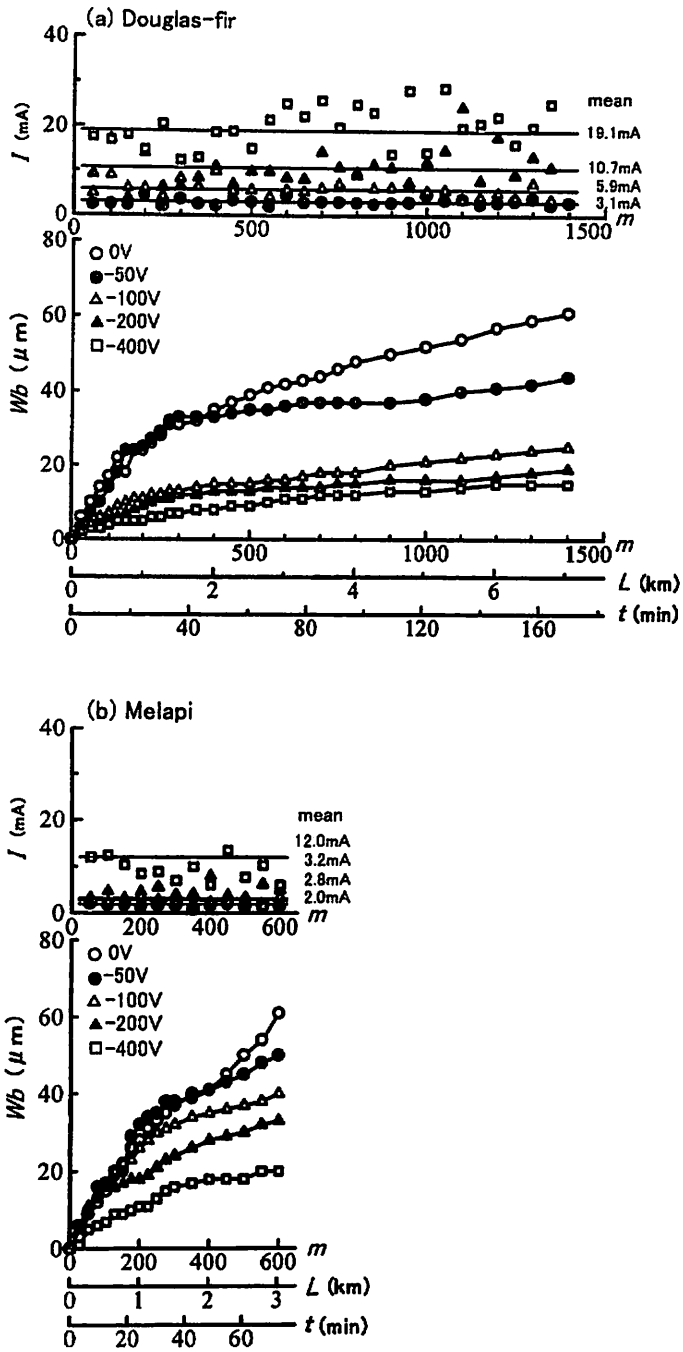


Fig. 2-1. Progressions of tool wear (*Wb*) and variations of electric current (*I*) of cemented-carbide bits with number of holes (*m*), total cutting-length (*L*) and net boring-time (*t*) at various applied electrical-potentials.

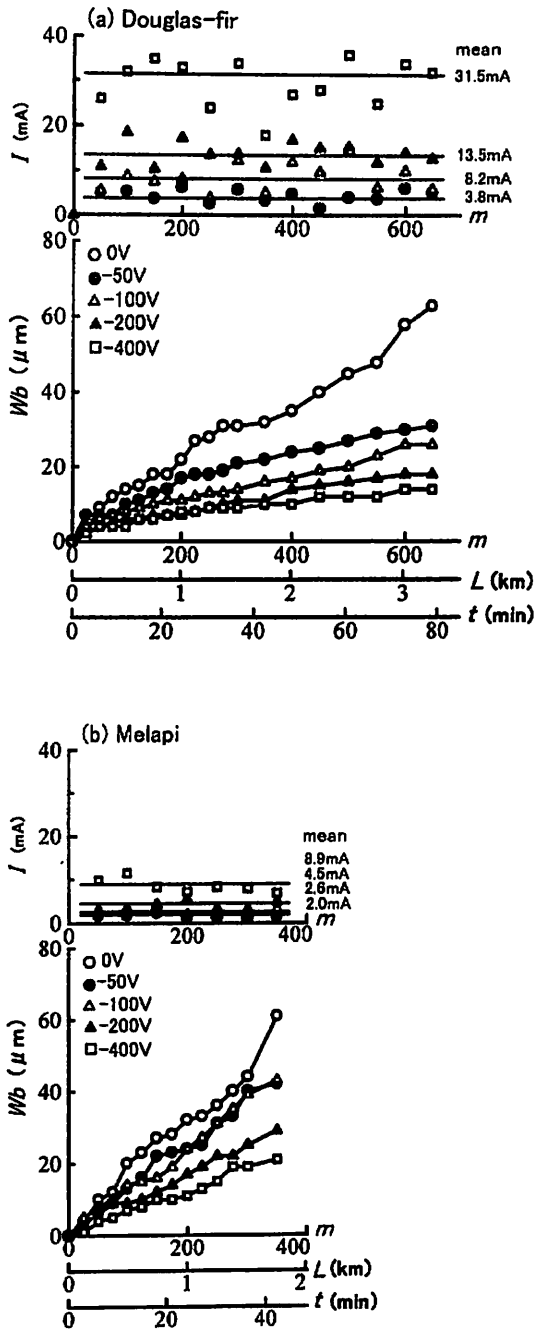


Fig. 2-2. Progressions of tool wear (*Wb*) and variations of electric current (*I*) of high-speed steel bits with number of holes (*m*), total cutting-length (*L*) and net boring-time (*t*) at various applied electrical-potentials.

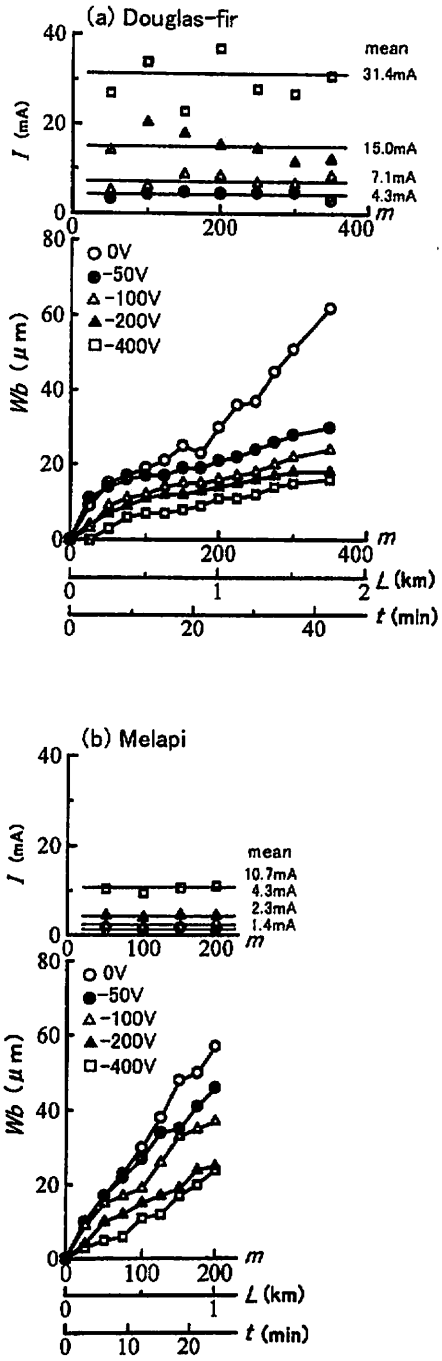
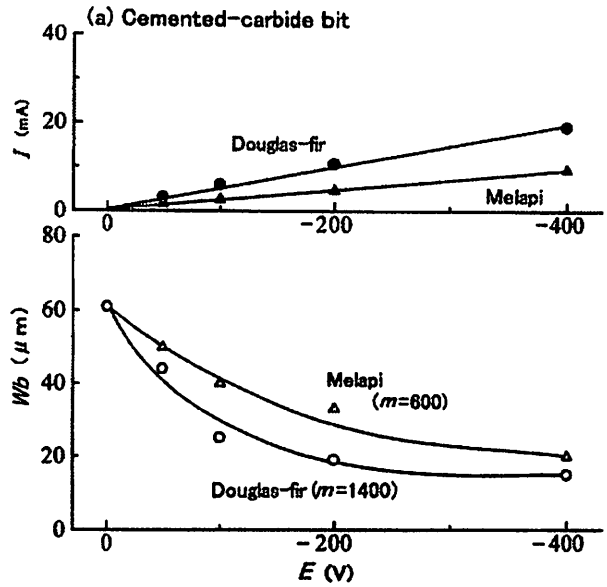


Fig. 2-3. Progressions of tool wear (*Wb*) and variations of electric current (*I*) of alloy-steel bit with number of holes (*m*), total cutting-length (*L*), and net boring-times (*t*) at various applied electrical-potentials.



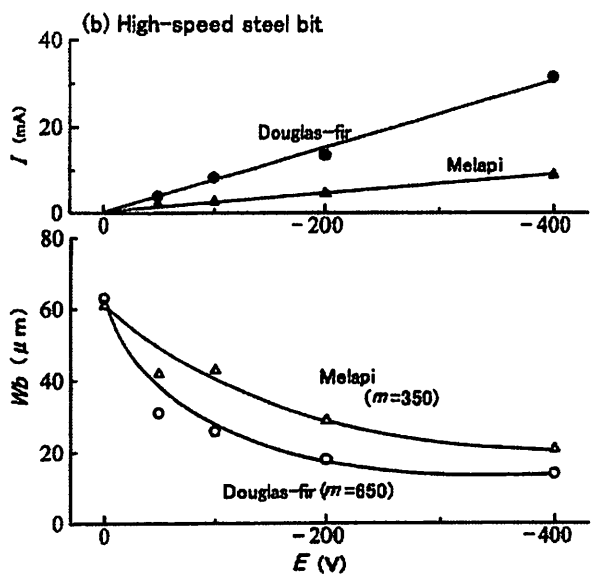


Fig. 2-4(1). Relationships of applied electrical-potential (E) to amount of tool wear (Wb) after boring a constant number of holes (m) and electric current (I) for cemented-carbide bit and high-speed steel bit.

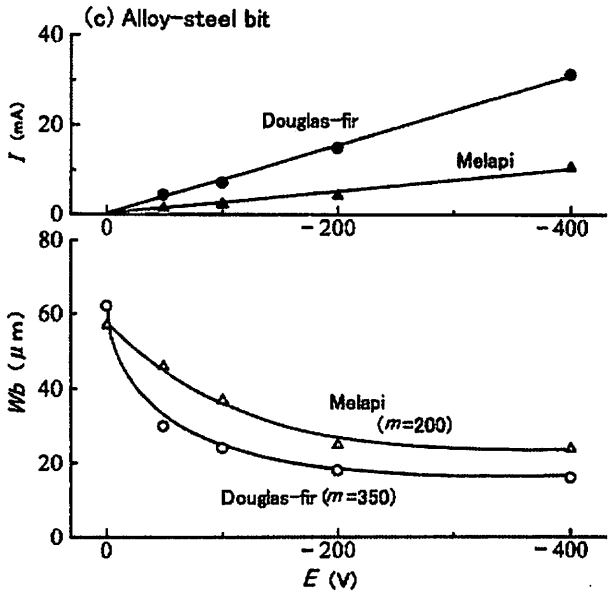


Fig. 2-4(2). Relationships of applied electrical-potential (E) to amount of tool wear (Wb) after boring a constant number of holes (m) and electric current (I) for alloy-steel bit.

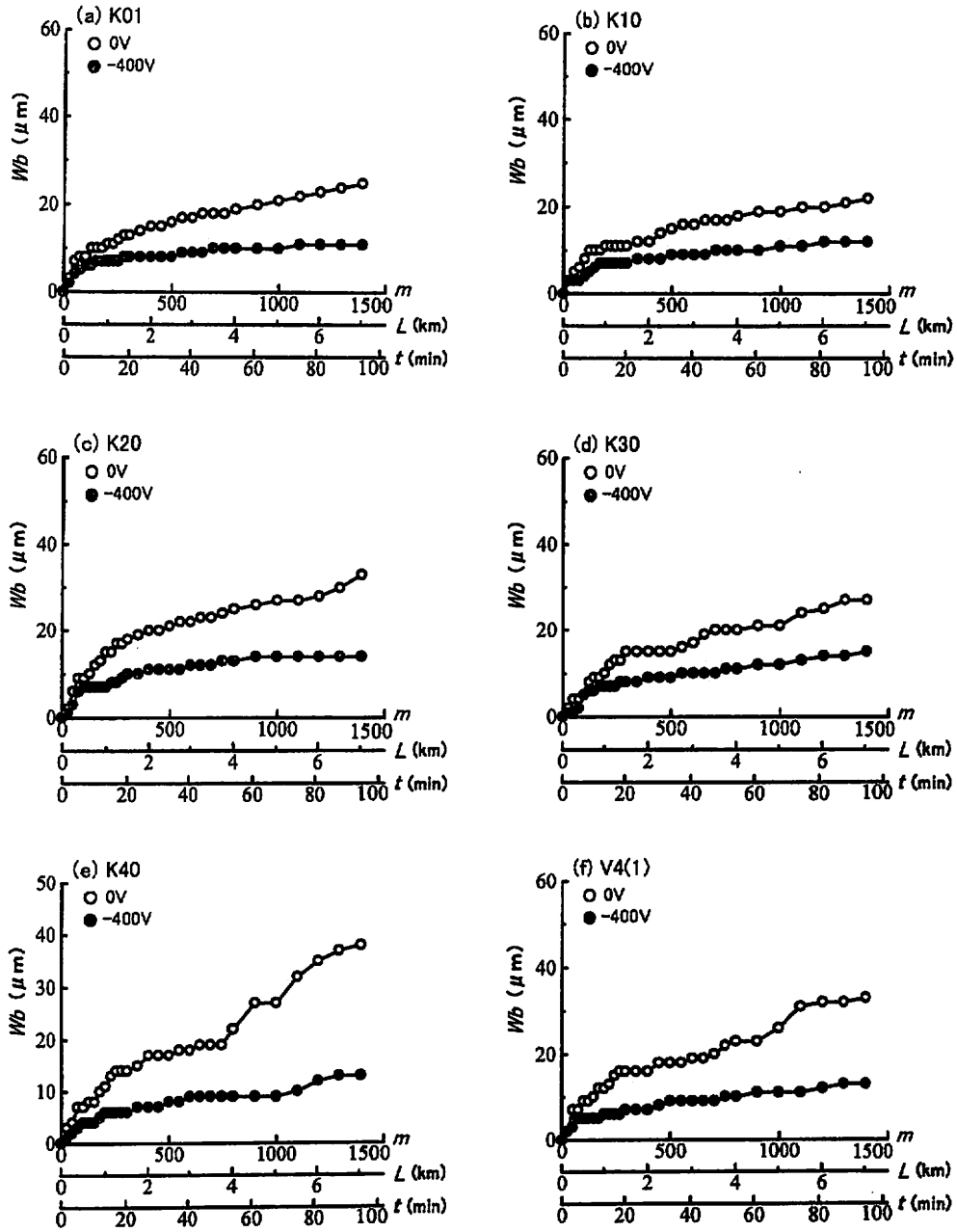


Fig. 2-5(1). Progressions of tool wear (*Wb*) of cemented-carbide bits with number of holes (*m*), total cutting-length (*L*) and net boring-time (*t*) at two applied electrical-potentials of 0 V and −400 V.

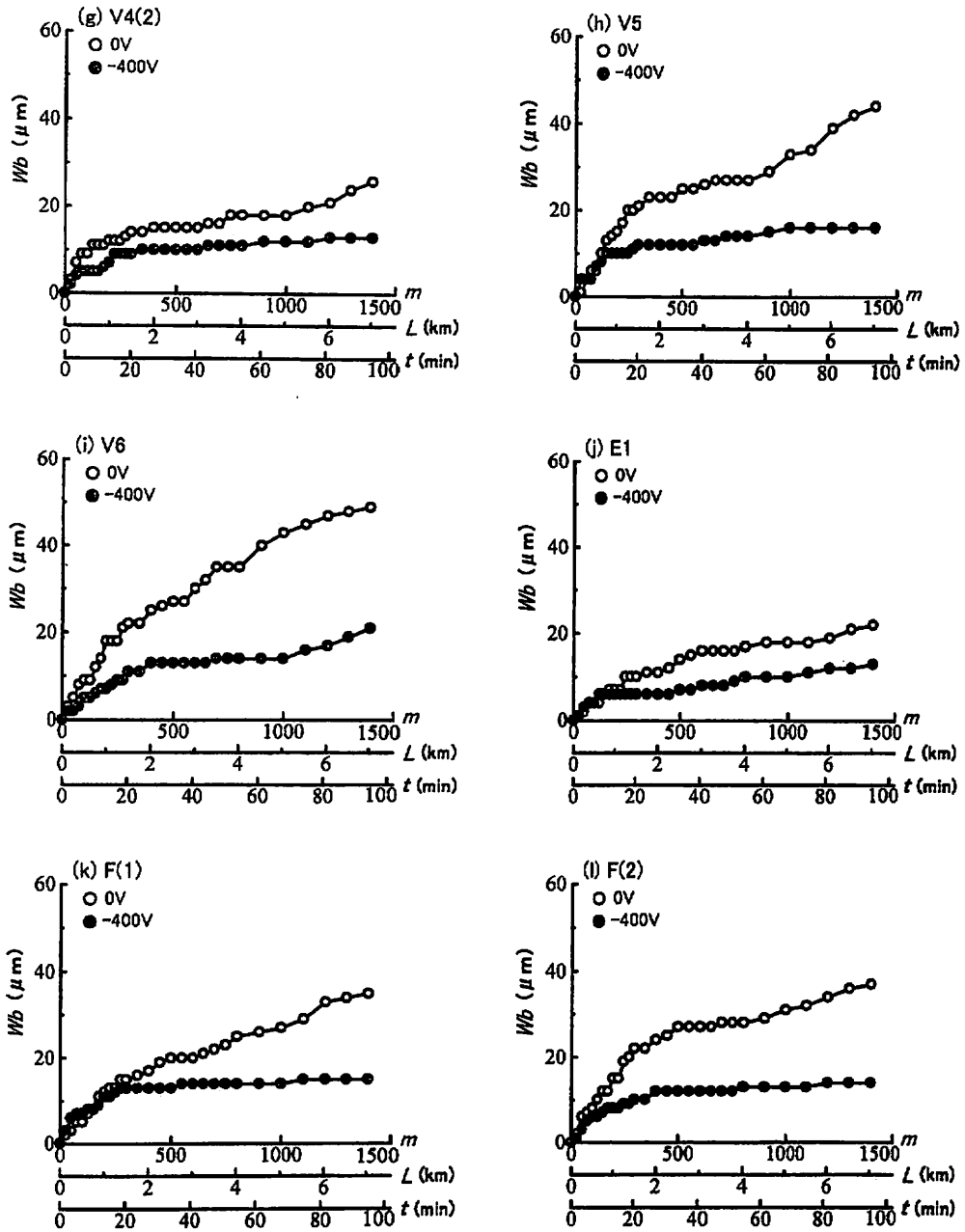


Fig. 2-5(2). Progressions of tool wear (*Wb*) of cemented-carbide bits with number of holes (*m*), total cutting-length (*L*) and net boring-time (*t*) at two applied electrical-potentials of 0 V and −400 V.

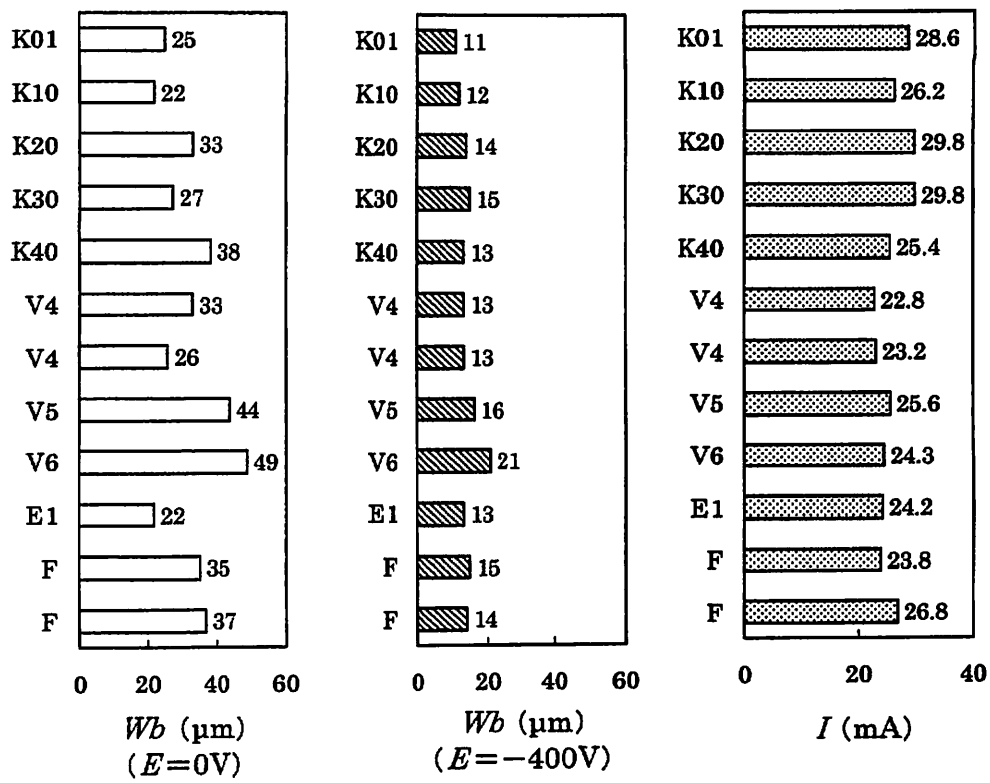


Fig. 2-6. Values of amounts of tool wear (*Wb*) after boring a final constant number of holes at two applied electrical-potentials of 0 V and −400 V, and average value of electric current (*I*) at an applied electrical-potential of −400 V for twelve kinds of cemented-carbide bit.

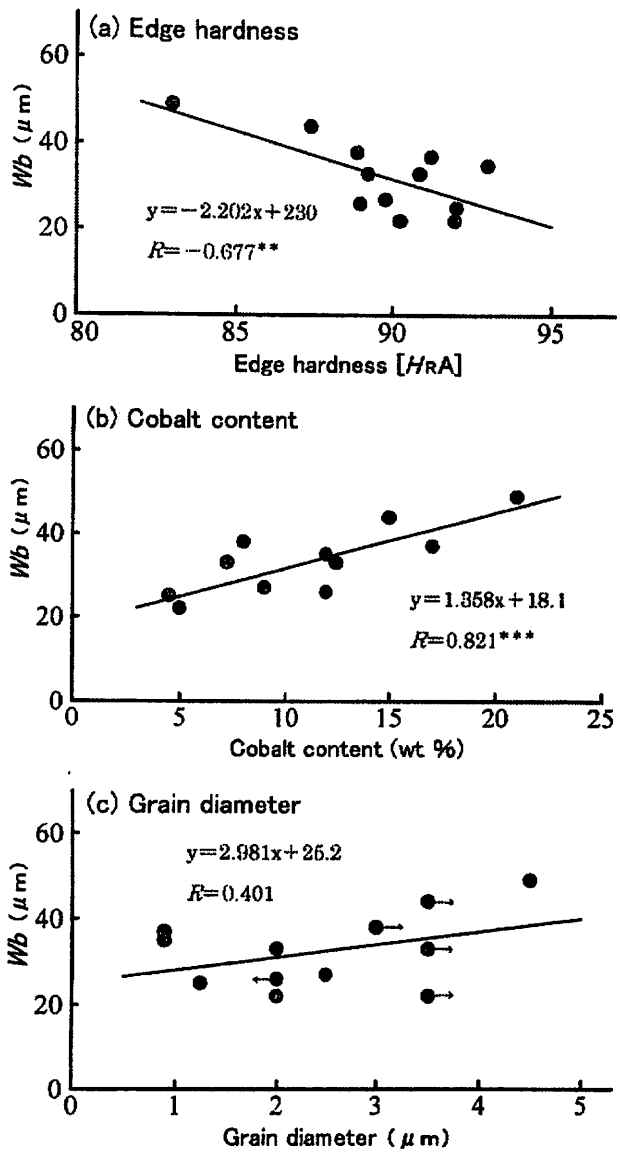


Fig. 2-7. Relations of bit variables to amount of tool wear (*Wb*) after boring a final constant number of holes at an applied electrical-potential of 0 V.

Legend : *R*: Coefficient of correlation,
***, **, and * : levels of significance 1%, 5%, and 10%.

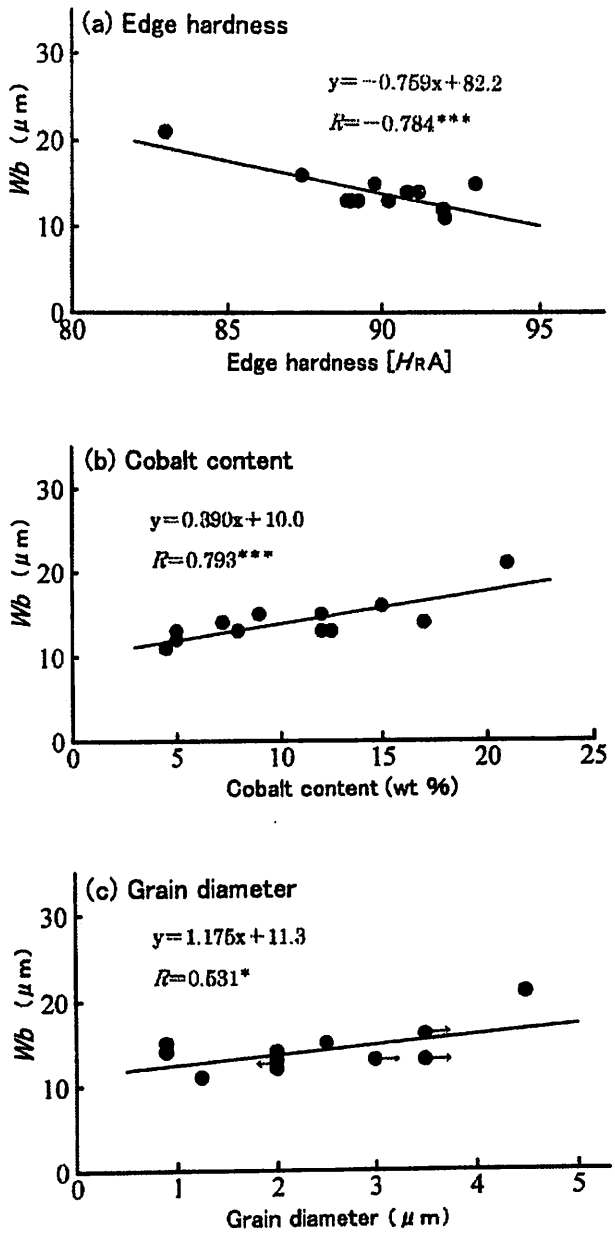
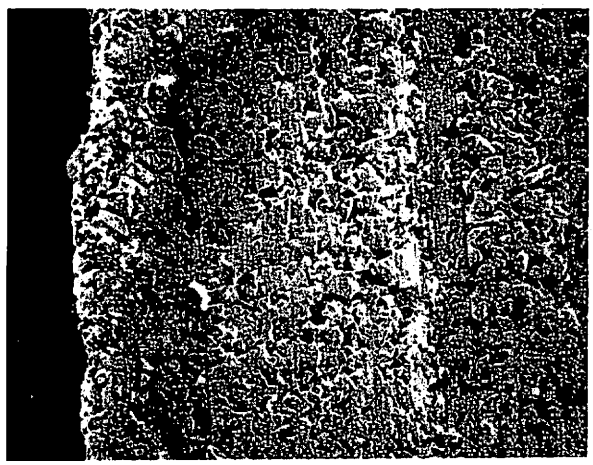


Fig. 2-8. Relations of bit variables to amount of tool wear (*Wb*) after boring a final constant number of holes at an applied electrical-potential of −400 V .

Legend : Same as in Fig. 2-7.

(a) 0 V

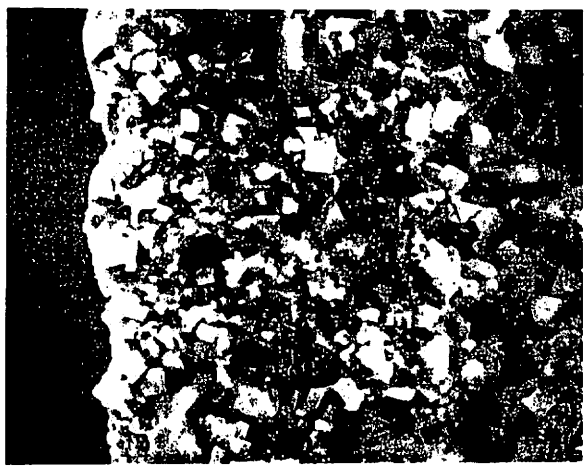
(b) −400 V



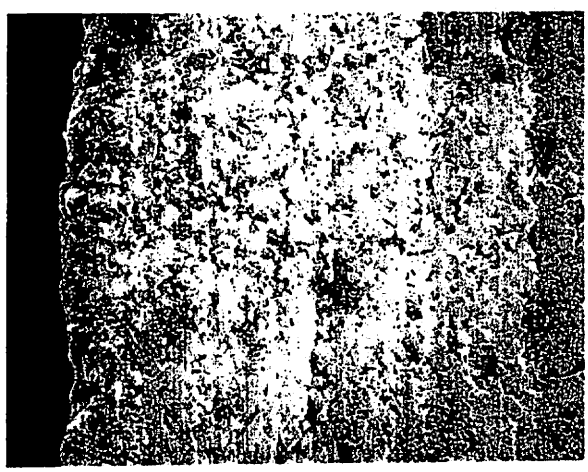
30 μm

Fig. 2-9. SEM micrographs of outside surfaces of spur edge for cemented-carbide bit (K40).

(a) 0 V



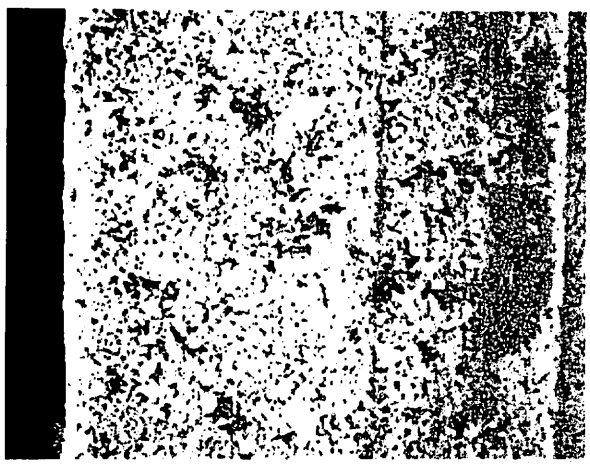
(b) −400 V



30 μm

Fig. 2-10. SEM micrographs of outside surfaces of spur edge for cemented-carbide bit (V6).

(a) 0 V



(b) −400 V

30 μm

Fig. 2-11. SEM micrographs of outside surfaces of spur edge for cemented-carbide bit (F).

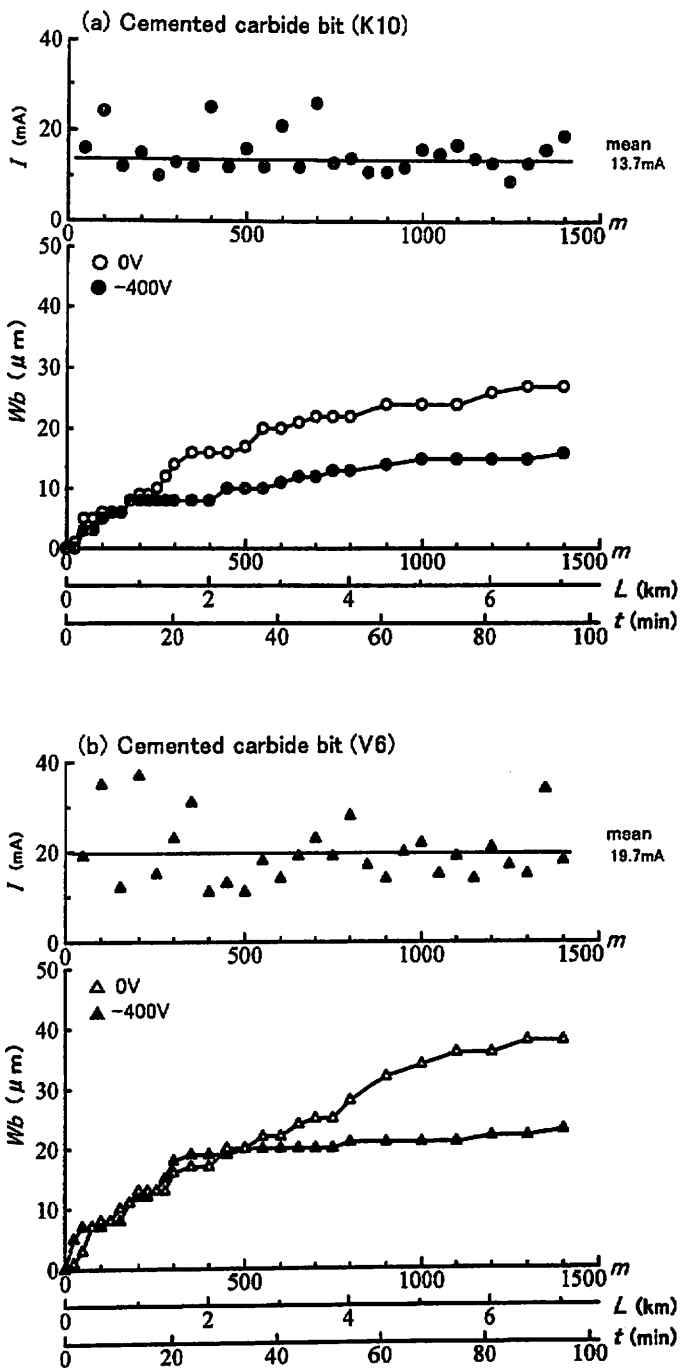


Fig. 2-12(1). Progressions of tool wear (*Wb*) and variations of electric current (*I*) with number of holes (*m*), total cutting-length (*L*) and net boring-time (*t*) at two applied electrical-potentials of 0 V and −400 V for cemented-carbide bits (K10 and V6).

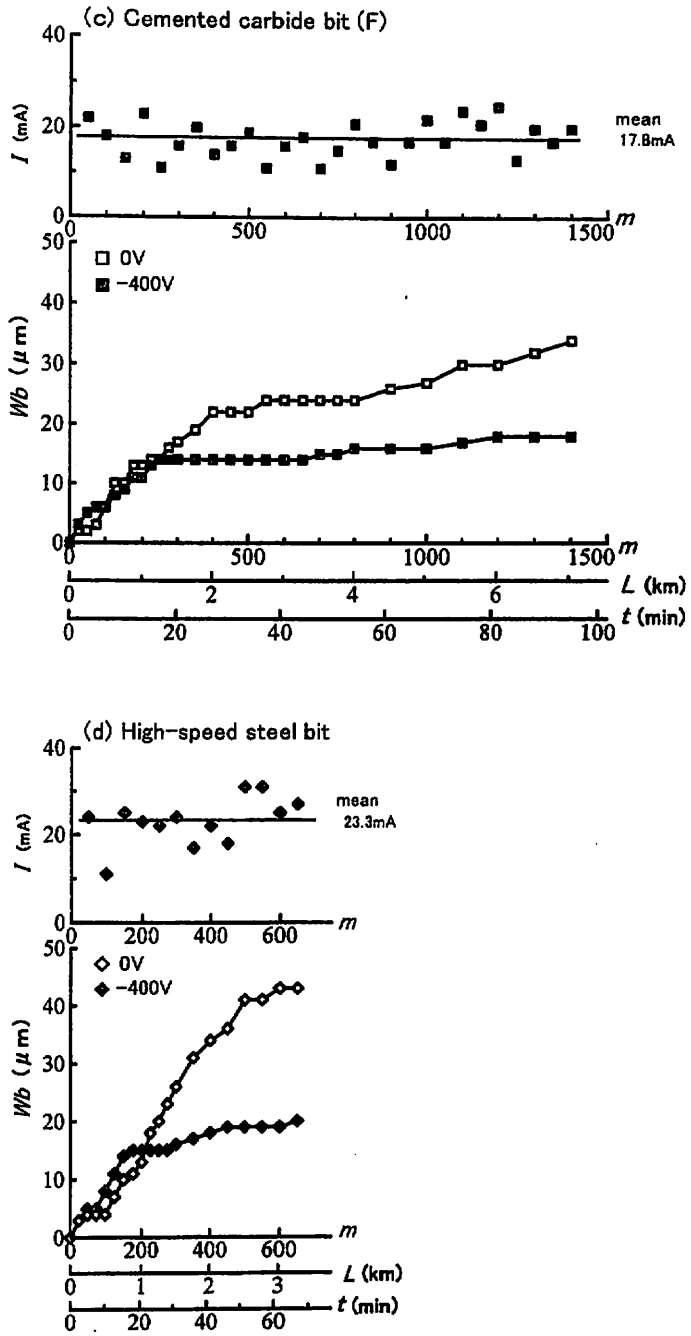


Fig. 2-12(2). Progressions of tool wear (*Wb*) and variations of electric current (*I*) with number of holes (*m*), total cutting-length (*L*) net boring-times (*t*) at two applied electrical-potentials of 0 V and −400 V for cemented-carbide bit (F) and high-speed steel bit.

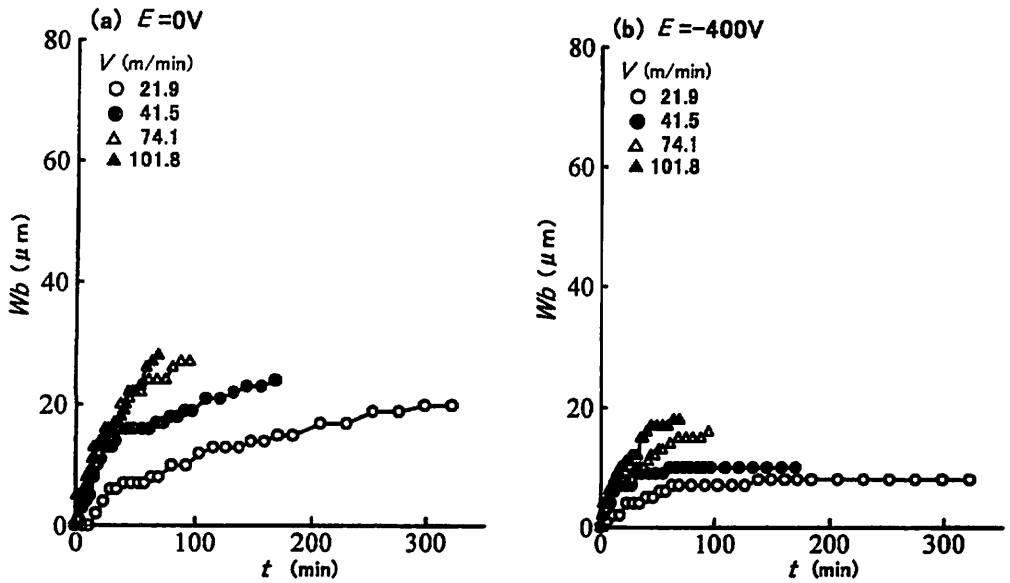


Fig. 2-13(1). Influence of cutting speed (V) on tool-wear progression (Wb) of cemented-carbide bit (K10) with net boring-time (t) at two applied electrical-potentials (E) of 0 V and −400 V.

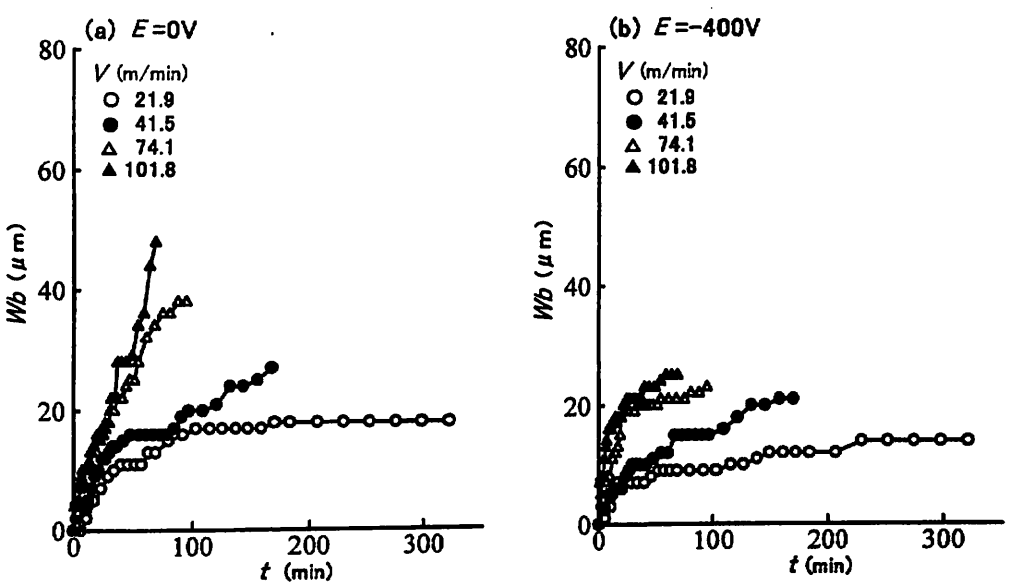


Fig. 2-13(2). Influence of cutting speed (V) on tool-wear progression (Wb) of cemented-carbide bit (V6) with net boring-time (t) at two applied electrical-potentials (E) of 0 V and −400 V.

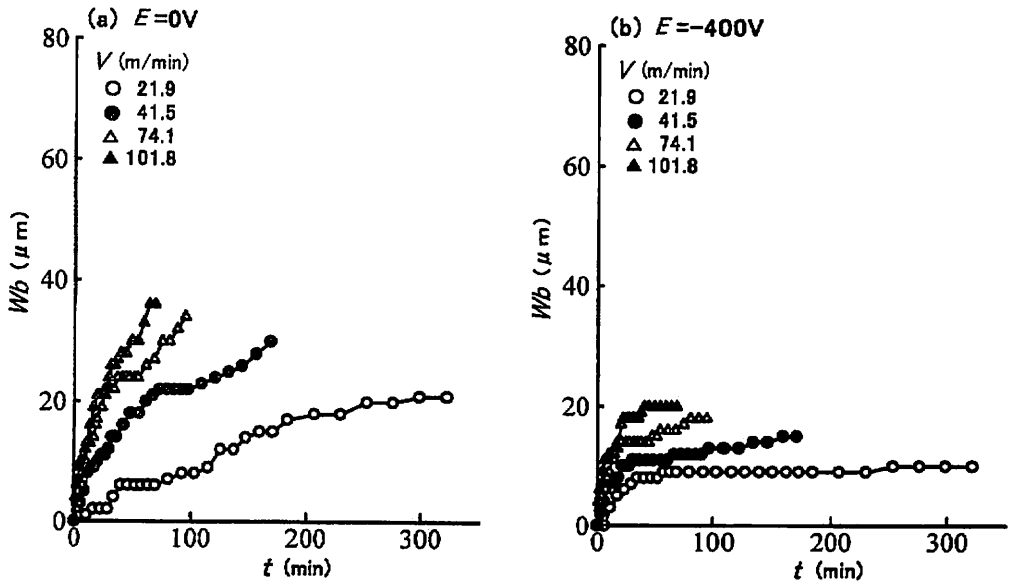


Fig. 2-13(3). Influence of cutting speed (V) on tool-wear progression (Wb) of cemented-carbide (F) bit with net boring-time (t) at two applied electrical-potentials (E) of 0 V and −400 V.

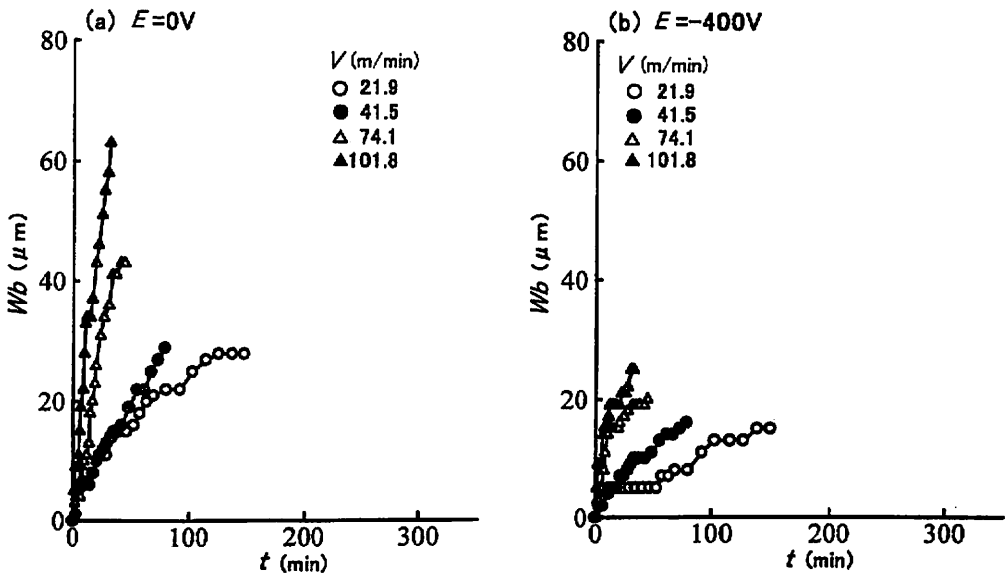


Fig. 2-13(4). Influence of cutting speed (V) on tool-wear progression (Wb) of high-speed steel bit with net boring-time (t) at two applied electrical-potentials (E) of 0 V and −400 V.

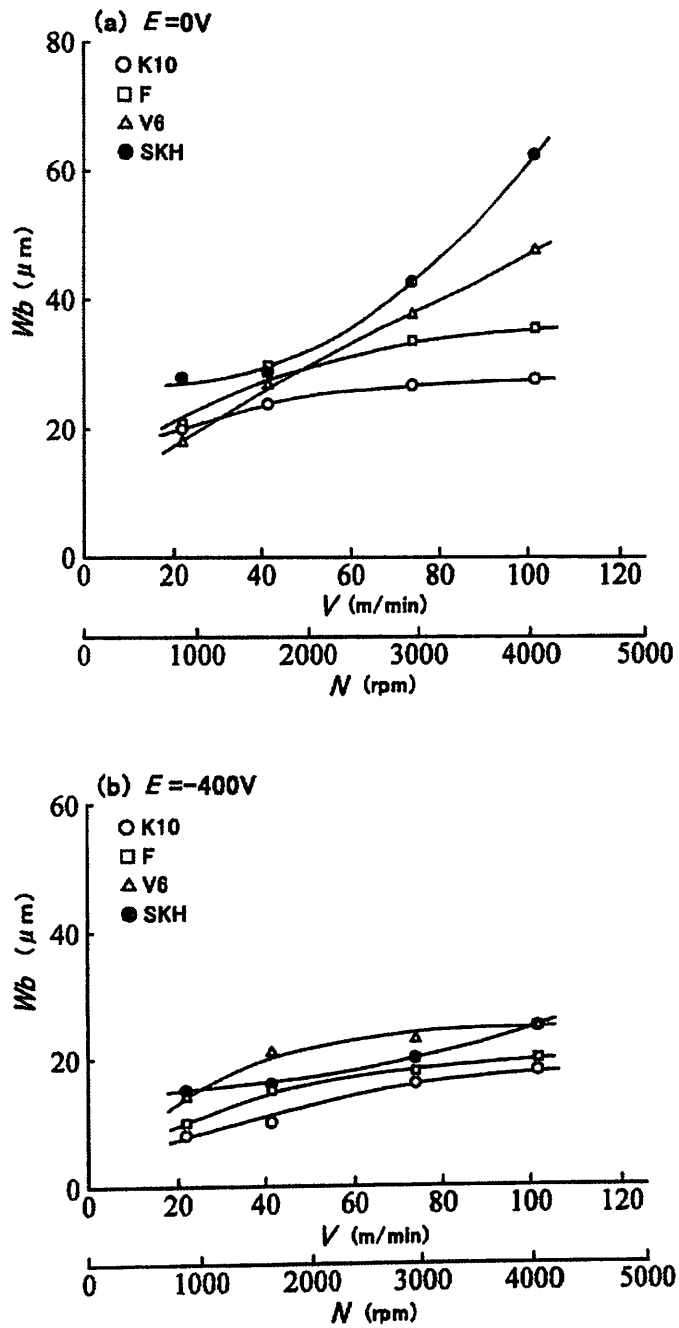


Fig. 2-14. Relations of cutting speed (V) and spindle speed (N) to amount of tool wear (Wb) after boring a final constant number of holes at two applied electrical-potentials (E) of 0 V and −400 V for four kinds of bit.

第３章　高含水率材の平削り加工におけるナイフの摩耗特性

ベニヤレースによる単板切削では，これまで高速度鋼ナイフが用いられてきた。単板切削では高含水率の丸太をピーリングするため，ナイフ摩耗が著しく進行し，その摩耗機構は腐食摩耗が主体であることが知られている。近年，耐摩耗性向上の観点から，高速度鋼あるいは超硬合金の表面に窒化チタンなどの耐摩耗性に富んだ物質を被膜したコーティング工具が金属切削の分野において普及してきた[21]。しかし，高含水率材の切削におけるコーティング工具の摩耗についての検討例は乏しいのが現状である[22]。本章では，高速度鋼ナイフと高速度鋼ナイフのすくい面と逃げ面に窒化チタン等を被膜したコーティング高速度鋼ナイフによるベイマツ高含水率材の平削り加工を行い，その摩耗特性を明らかにするとともに，ナイフ摩耗に及ぼす切削速度の影響を調べた。

1．高速度鋼ナイフとコーティング高速度鋼ナイフの摩耗

1．1 実験方法

1．1．1 供試ナイフと被削材

供試ナイフには，高速度鋼ナイフと3種類のコーティング高速度鋼ナイフを用いた。ナイフの先端形状はFig. 1-6に示したとおりである。3種類のコーティング高速度鋼ナイフは，高速度鋼ナイフのすくい面と逃げ面にＰＶＤ（Physical Vapor Deposition）法によって，窒化チタン（TiN）あるいはシアン化チタン（TiCN），窒化クロム（CrN）の各コーティング物質を被膜し

たものである。コーティング膜厚はいずれも 2〜3 μm であり，コーティングは(株)不二越に依頼した。被削材はベイマツ高含水率材（平均含水率：約 113 %，平均気乾比重：0.49，pH：5.2）である。

1．1．2 実験条件

円盤かんな盤を改造したワーリングディスク式木材切削試験装置を用いて，ナイフと被削材をアクリル絶縁板によって機械系から絶縁した状態で，切削面に板バネを押し当ててナイフ－被削材－板バネ間に閉回路形成し，直流電源を用いてナイフに 0 V あるいは－1 kV，＋1 kV の直流電圧を印加しながら，ベイマツ高含水率材を切削長 4.0 km まで平削りした。加工条件は，切削速度 135.0 m/min，切込み量 0.1 mm である。そして，所定の切削長ごとに，ナイフ摩耗量と加工中にナイフ－被削材間に流れた電流を測定した。実験終了後には，ナイフのすくい面の刃先近傍のＳＥＭ観察を行った。なお，ナイフ摩耗量については，ナイフのすくい面に３カ所刻印して３カ所のすくい面後退量を測定し，その平均値を求めた。

1．2 実験結果と考察

1．2．1 ナイフ摩耗の進行経過

ベイマツ高含水率材の平削り加工における４種類の供試ナイフの切削長 L，切削時間 t の増加に伴うナイフ摩耗の進行経過と切削中に流れた電流値の変化を，印加電圧をパラメータとして Fig. 3-1(1)〜(2)に示す。同図(a)

は高速度鋼ナイフ，(b)はTiNコーティング高速度鋼ナイフ，(c)はTiCNコーティング高速度鋼ナイフ，(d)はCrNコーティング高速度鋼ナイフの結果である。なお，ナイフに＋1 kVの直流電圧を印加したTiCNコーティング高速度鋼ナイフによる平削りでは，(c)のように，切削長3.4 kmにおいて電気スパークによる切れ刃欠損が発生し切削を中止したので，切削長3.4 kmまでのナイフ摩耗の進行経過と電流値の変化を示している。

ナイフ摩耗の進行は，同図(a)～(d)のように，いずれのナイフも印加電圧が－1 kVでは，カソード防食法の原理によって腐食摩耗が抑止されるため最も遅くなっており，＋1 kVでは腐食摩耗が促進されるため最も速くなっている。加工中に流れた平均電流値の範囲は，4種類の供試ナイフいずれも，＋1 kVでは3.0～4.1 mA，－1 kVでは－2.5～－3.5 mAであった。

切削長3.4 kmにおける供試ナイフのナイフ摩耗量を，印加電圧ごとに棒グラフでFig.3-2に示す。同図のように，印加電圧が0Vでのナイフ摩耗量は，高速度鋼ナイフ，TiNコーティング高速度鋼ナイフとTiCNコーティング高速度鋼ナイフは同じ値を示し，CrNコーティング高速度鋼ナイフはこれらのナイフよりも僅かに小さい値を示している。いずれのコーティングナイフも，ナイフ摩耗量はコーティング膜厚よりも大きいことから，腐食摩耗と力学的摩耗の両摩耗機構によって，まず切れ刃のコーティング膜が摩耗したのち刃先の母材が現れ，さらに母材の摩耗が両摩耗機構によって進展したと考えることができる。印加電圧が－1 kVでのナイフ摩耗量は，いずれのナ

イフもカソード防食法の原理によって摩耗の進行が著しく抑止されるため，0 V の場合の約 1/2 倍の値を示し，供試ナイフによる違いは認められない。このような条件下での摩耗機構は力学的摩耗が主体であるが，供試ナイフ間でナイフ摩耗量に違いが見られず，さらにコーティングナイフが高速度鋼ナイフと同じナイフ摩耗量を示したことは，コーティングによる力学的摩耗の抑制効果は認められなかったことを示している。印加電圧が＋1 kV でのナイフ摩耗量は，いずれのナイフも極めて大きい値を示し，0 V の場合の約 3 倍，－1 kV の場合の約 5 ～ 6 倍の値を示している。このような激しい腐食環境下では，TiCN コーティング高速度鋼ナイフは高速度鋼ナイフとほぼ同じ摩耗量を示しているが，TiN コーティング高速度鋼ナイフと CrN コーティング高速度鋼ナイフの摩耗量は，高速度鋼ナイフよりも小さい値を示している。

1．2．2 ナイフ摩耗面のＳＥＭ観察

ナイフのＳＥＭ観察は，平削り加工終了後に供試した 4 種類のナイフ全てについて，ナイフすくい面の切れ刃先端を写真撮影した。

(1) 印加電圧が 0 V の場合

印加電圧が 0 V の通常切削では，Fig. 3-3 のように，供試ナイフによってナイフ摩耗面の様相を異にしている。すなわち，0 V でのナイフの摩耗機構は力学的摩耗と腐食摩耗が主体であることから，(a)の高速度鋼ナイフでは，切れ刃線から約 80 μm までの範囲において，白い粒状に見える炭化物粒子

の浮き出しが観察される。これに対し，コーティング高速度鋼ナイフでは，刃先からある幅，力学的摩耗と腐食摩耗によってコーティング膜が剥離し，母材が露出している。その剥離幅は，(b)の TiN コーティング高速度鋼ナイフでは約 120 μm，(c)の TiCN コーティング高速度鋼ナイフは約 80 μm であり，いずれも摩耗による炭化物粒子の浮き出しが容易に観察される。(d)の CrN コーティング高速度鋼ナイフでは，剥離幅が最も小さく約 10 μm であるので，炭化物粒子の浮き出しは写真からは明瞭ではない。また，すくい面に亀裂状のラインが見られるのが特徴的である。

(2) 印加電圧が－1 kV の場合

印加電圧が－1 kV では，いずれのナイフも腐食摩耗が抑止されて力学的摩耗によって摩耗が進行することから，Fig. 3-4 のように，ナイフ摩耗面の様相は 0 V でのＳＥＭ写真とは大幅に異なっている。(a)の高速度鋼ナイフは，炭化物粒子が残されて基質が削り取られた様相を示している。炭化物粒子の浮き出しが顕著であり，観察される炭化物粒子の切れ刃線からの範囲も約 160 μm にまで広がっている。(b)の TiN コーティング高速度鋼ナイフと(c)の TiCN コーティング高速度鋼ナイフでは，切れ刃線から約 10 μm までの範囲において，コーティング薄膜が力学的作用によって剥離しており，剥離の境界線が明瞭である。(d)の CrN コーティング高速度鋼ナイフでは，(b)の TiN コーティング高速度鋼ナイフと(c)の TiCN コーティング高速度鋼ナイフとは様相を異にし，切れ刃線から約 130 μm の範囲において，炭化物粒子

の浮き出しが観察される。また，すくい面先端部でのコーティング薄膜が薄く全体に残っているのが特徴的である。

(3) 印加電圧が＋1 kV の場合

印加電圧が＋1 kV では，腐食摩耗が大幅に促進され，さらに力学的摩耗が加わって摩耗が進行していくため，ナイフ摩耗は他の印加電圧の場合と比べると急速に進行する。したがって，ナイフ摩耗面は，Fig. 3-5 のように，いずれのナイフも激しい腐食作用を受けた様相を示している。なお，TiCN コーティング高速度鋼ナイフでは，切削長 3.4 km において電気スパークによる切れ刃欠損が発生し切削を中止したので，3.4 km 切削後の切れ刃の欠損を発生していない刃先部分を撮影したものである。(a)の高速度鋼ナイフでは，超硬合金工具の摩耗面においてよく見られるコバルトの溶出と炭化タングステン粒子の離脱に伴うくぼみにも類似した大きなくぼみが多数見られる。(b)の TiN コーティング高速度鋼ナイフでは，コーティング薄膜の剥離幅は約 360 μm であり，基質部も激しく腐食している。(c)の TiCN コーティング高速度鋼ナイフでは，切れ刃線から約 90 μm までは激しい腐食摩耗面を示しているが，それ以上離れると，平滑なコーティング薄膜を観察することができる。(d)の CrN コーティング高速度鋼ナイフでは，薄膜が剥離した部分での基質部は TiN コーティング高速度鋼よりもさらに激しく腐食していることがわかる。

2．高速度鋼ナイフとコーティング高速度鋼ナイフの摩耗に及ぼす切削速度の影響

2．1 実験方法

2．1．1 供試ナイフと被削材

供試ナイフには，高速度鋼ナイフとコーティング高速度鋼ナイフを用いた。ナイフの先端形状はFig.1-6に示したとおりである。コーティング高速度鋼ナイフは，高速度鋼ナイフのすくい面と逃げ面にＰＶＤ（Physical Vapor Deposition）法によって，窒化チタン（TiN）を被膜したものである。コーティング膜厚はいずれも2～3 μmであり，コーティングは(株)不二越に依頼した。被削材はベイマツ高含水率材（平均含水率：約 109 %，平均気乾比重：0.51，pH：5.2）である。

2．1．2 実験条件

円盤かんな盤を改造したワーリングディスク式木材切削試験装置を用いて，ナイフと被削材をアクリル絶縁板によって機械系から絶縁した状態で，切削面に板バネを押し当ててナイフ－被削材－板バネ間に閉回路を形成し，直流電源を用いてナイフに０Ｖあるいは－1 kV，＋1 kVの直流電圧を印加しながら，ベイマツ高含水率材を切削長4.0 kmまで平削りした。加工条件は，切削速度を73.2，109.8，146.4，219.6 m/minの４段階に変化させ，いずれの切削速度の場合も，切り込み量を0.1 mmに一定にした。そして，所定の切削長ごとに，ナイフ摩耗量と加工中にナイフ－被削材間に流れた電流

を測定した。なお，ナイフ摩耗量については，ナイフのすくい面に５カ所刻印して５カ所の後退量を測定し，その平均値を求めた。

２．２ 実験結果と考察

２．２．１ ナイフ摩耗の進行経過

ベイマツ高含水率材の平削り加工における高速度鋼ナイフと TiN コーティング高速度鋼ナイフの摩耗の進行経過を，切削速度 146.4 m/min の場合について Fig.3-6 に示す。両ナイフのナイフ摩耗の進行は，印加電圧が 0 V の場合と比べると，同図のように，－1 kV では腐食摩耗が抑止されるため遅くなっており，＋1 kV では腐食摩耗が促進されるため速くなっている。また，0 V と－1 kV でのナイフ摩耗の進行は，TiN コーティング高速度鋼ナイフは高速度鋼ナイフよりも僅かに遅くなっている。しかし，＋1 kV では，TiN コーティング高速度鋼のナイフ摩耗の進行は高速度鋼ナイフよりも明確に遅くなっていることから，TiN コーティングによるナイフの腐食摩耗抑制効果が認められる。

つぎに，切削速度をパラメータとして，切削時間 t に対する高速度鋼ナイフと TiN コーティング高速度鋼ナイフの摩耗の進行経過を，Fig.3-7 と Fig.3-8 に示す。Fig.3-7 は印加電圧が 0 V，Fig.3-8 は－1 kV での結果である。両図のように，両ナイフは切削速度が速いほどナイフ摩耗の進行は速くなっている。

切削速度 146.4 m/min の場合について，最終切削長 4.0 kmにおける両ナイフのナイフ摩耗量を棒グラフでFig.3-9に示す。同図より，0Vでは，TiNコーティング高速度鋼ナイフは高速度鋼ナイフよりも僅かに小さい値を示しており，高速度鋼ナイフにTiNをコーティングすることによって寿命が僅かに延びているが，大幅な寿命延長効果は認められない。0Vの場合のナイフ摩耗量を基準にすると，両ナイフのナイフ摩耗量は，－1 kV では約 1/2～1/3倍の値を，＋1 kVでは約４～５倍の値を示している。

2.2.2 ナイフ摩耗量と切削速度の関係

高速度鋼ナイフとTiNコーティング高速度鋼ナイフについて，最終切削長4.0 kmにおけるナイフ摩耗量と切削速度の関係を Fig.3-10(1)～(2)に示す。同図(a)は印加電圧が 0 V の場合，(b)は－1 kV の場合，(c)は＋1 kVの場合の結果である。

ナイフ摩耗量は，印加電圧が0 Vでは，同図(a)のように，両ナイフともに切削速度の影響を殆ど受けず，ほぼ一定値を示している。この結果は，前章でのビットとは異なる結果を示している。すなわち，ビットによるベイマツ高含水率材の穴あけ加工では，高速回転ほど加工中に刃先が温度上昇して高い切削熱によって腐食摩耗を促進させるため，高速回転ほどビット摩耗量は大きい値を示した。平削り加工においても，上記のように直流電圧を印加することによってナイフ摩耗の進行を抑制できることから，ナイフの摩耗機構は腐食摩耗が主体と考えることができる。したがって，切削速度が速いほ

どナイフ摩耗量はビットと同じように大きい値を示すと当初予測したが，異なる結果が得られた。この理由は，本実験での平削り加工は露出したナイフが回転する高含水率材を削り，さらに断続切削であるため，加工中にナイフの大幅な温度上昇を招来させることがないので，ナイフの腐食摩耗がビットのように促進されなかったためと考えられる。また，両ナイフのナイフ摩耗量を比較すると，顕著な差異は見られなかったことから，窒化チタンコーティングによるナイフの大幅な寿命延長効果は，いずれの切削速度においても認められなかった。印加電圧が－1 kV でのナイフ摩耗量は，同図(b)のように，高速度鋼ナイフでは，切削速度の増加に伴い僅かな増加傾向が認められるが，TiN コーティング高速度鋼ナイフでは，切削速度 73.2～146.2 m/min では一定値を示すが，146.2 m/min 以上では増加している。印加電圧が＋1 kV では，同図(c)のように，0 V と－1 kV の場合とは異なった傾向を示し，ナイフ摩耗量は切削速度が速いほど減少している。このような減少傾向は，ナイフの摩耗機構の主体が腐食摩耗であって，腐食摩耗を極度に促進させると見られる現象である[41]。また，切削速度が 73.2～146.4 m/min の範囲では，高速度鋼ナイフよりも TiN コーティング高速度鋼ナイフの方がナイフ摩耗の進行が遅くなっている。このように，腐食摩耗を極度に促進させるような環境下では，窒化チタンコーティングによるナイフの寿命延長効果が認められるが，その効果は切削速度が速くなるに伴って減少している。

3．摘　　要

本章では，高速度鋼ナイフとコーティング高速度鋼ナイフによるベイマツ高含水率材の平削り加工を行い，その摩耗特性を明らかにするとともに，ナイフ摩耗に及ぼす切削速度の影響を調べた。

第１節では，高速度鋼ナイフと，窒化チタン(TiN)，シアン化チタン(TiCN)，窒化クロム（CrN）の各コーティング高速度鋼ナイフの計４種類のナイフを供試し，ナイフに０Ｖあるいは－１kV，＋１kVの直流電圧を印加しながら，ベイマツ高含水率材の平削り加工を行い，供試ナイフの摩耗特性を調べた。その結果，(1)ナイフ摩耗の進行は，いずれのナイフも，印加電圧が－1 kVではカソード防食法の原理によって腐食摩耗が抑止されるため最も遅くなり，＋1 kVでは腐食摩耗が促進されるため最も速くなる。(2)印加電圧が０Ｖでの最終切削長におけるナイフ摩耗量は，高速度鋼ナイフ，TiNコーティング高速度鋼ナイフとTiCNコーティング高速度鋼ナイフは同じ値を示し，CrNコーティング高速度鋼ナイフはこれらのナイフよりも僅かに小さい値を示す。(3)ナイフ摩耗面のＳＥＭ観察から，印加電圧が０Ｖでは，コーティング薄膜が剥離し，TiNコーティング高速度鋼ナイフとTiCNコーティング高速度鋼ナイフでは炭化物粒子の浮き出しが観察され，CrNコーティング高速度鋼ナイフでは剥離幅が最も小さい。－1 kVでは，TiNコーティング高速度鋼ナイフとTiCNコーティング高速度鋼ナイフでは，切れ刃先端部のコーティング薄膜が剥離するが，CrNコーティング高速度鋼ナイフでは，切れ刃先

端部から比較的広い範囲で炭化物粒子の浮き出しが観察される。＋1 kV では，いずれのナイフも激しい腐食作用を受けた摩耗面を示す。

第２節では，高速度鋼ナイフと TiN コーティング高速度鋼ナイフを供試し，ナイフに０Ｖあるいは－1 kV ，＋1 kV の直流電圧を印加しながら，切削速度を 73.2～219.6 m/min の間で４段階に変化させてベイマツ高含水率材の平削り加工を行い，ナイフ摩耗に及ぼす切削速度の影響を調べた。その結果，印加電圧が０Ｖでは，両ナイフともに最終切削長でのナイフ摩耗量は切削速度の影響を殆ど受けず，ほぼ一定値を示す。－1 kV では，高速度鋼ナイフは切削速度の増加に伴い僅かに増加するが，TiN コーティング高速度鋼ナイフは低速側で一定値を示し，高速側で僅かに増加している。＋1 kV では，腐食摩耗が極度に促進されるため，両ナイフともにナイフ摩耗量は高速切削ほど減少する。

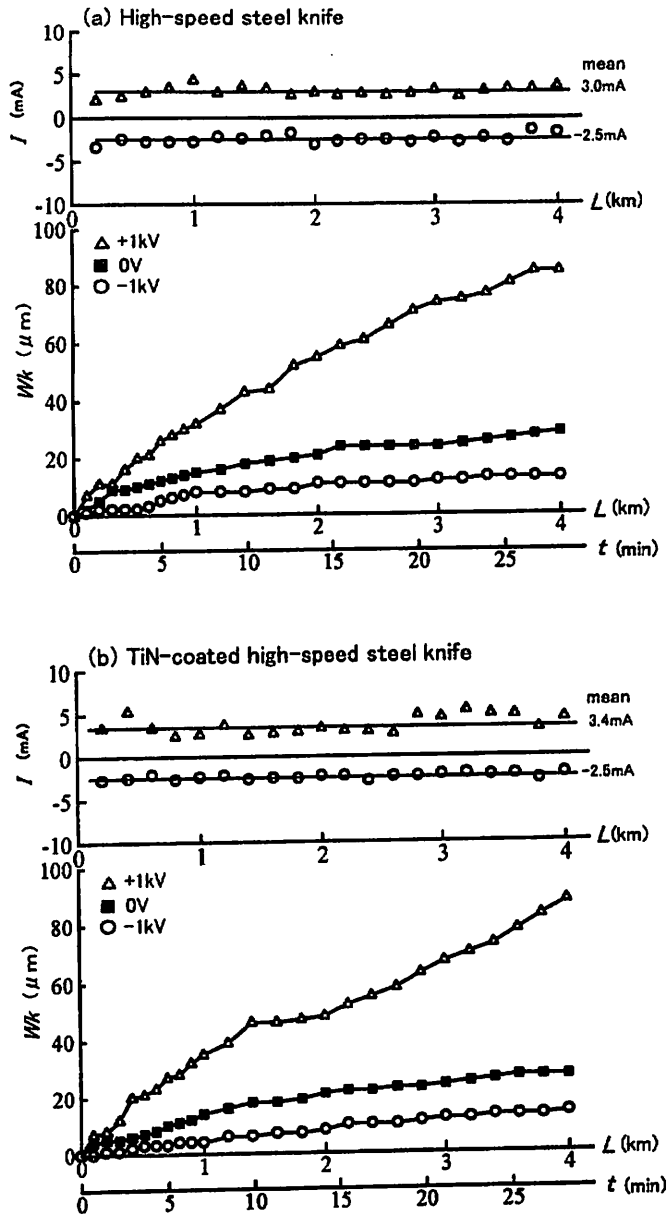


Fig. 3-1(1). Progressions of tool wear (*Wk*) and variations of electric current (*I*) with total cutting-length (*L*) and net cutting-time (*t*) at three applied electrical-potentials of 0 V, −1 kV and +1 kV for high-speed steel knife and TiN-coated high-speed steel knife.

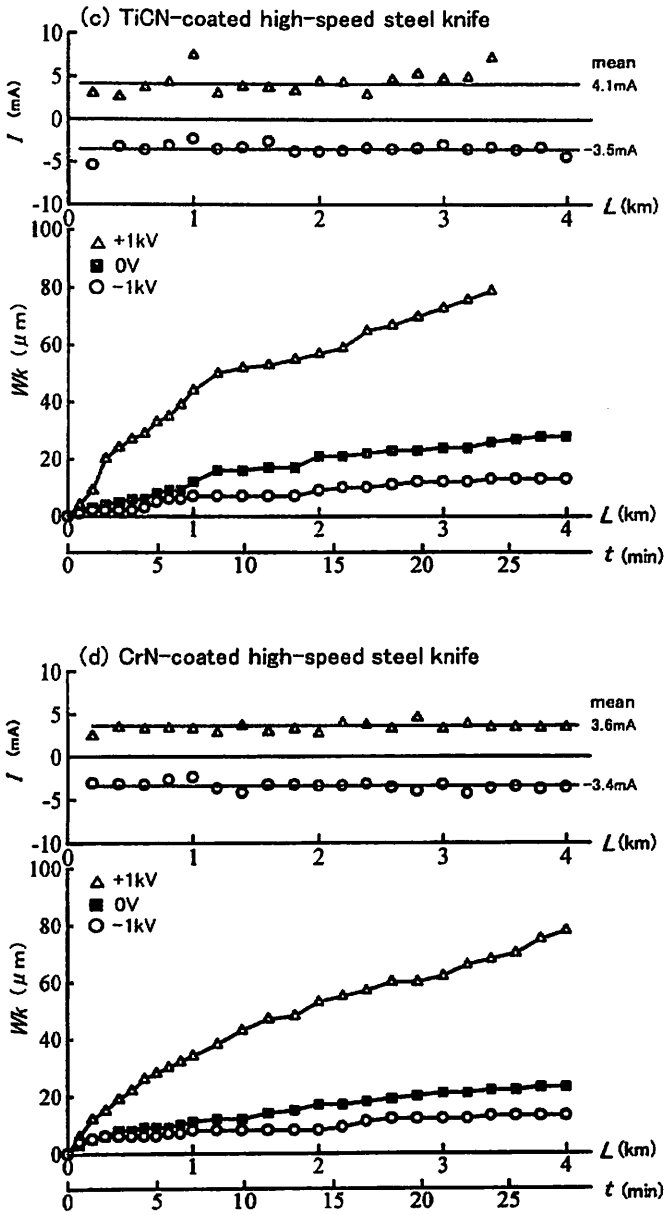


Fig. 3-1(2). Progressions of tool wear (*Wk*) and variations of electric current (*I*) with total cutting-length (*L*) and net cutting-time (*t*) at three applied electrical-potentials of 0 V, −1 kV and +1 kV for TiCN-coated high-speed steel knife and CrN-coated high-speed steel knife.

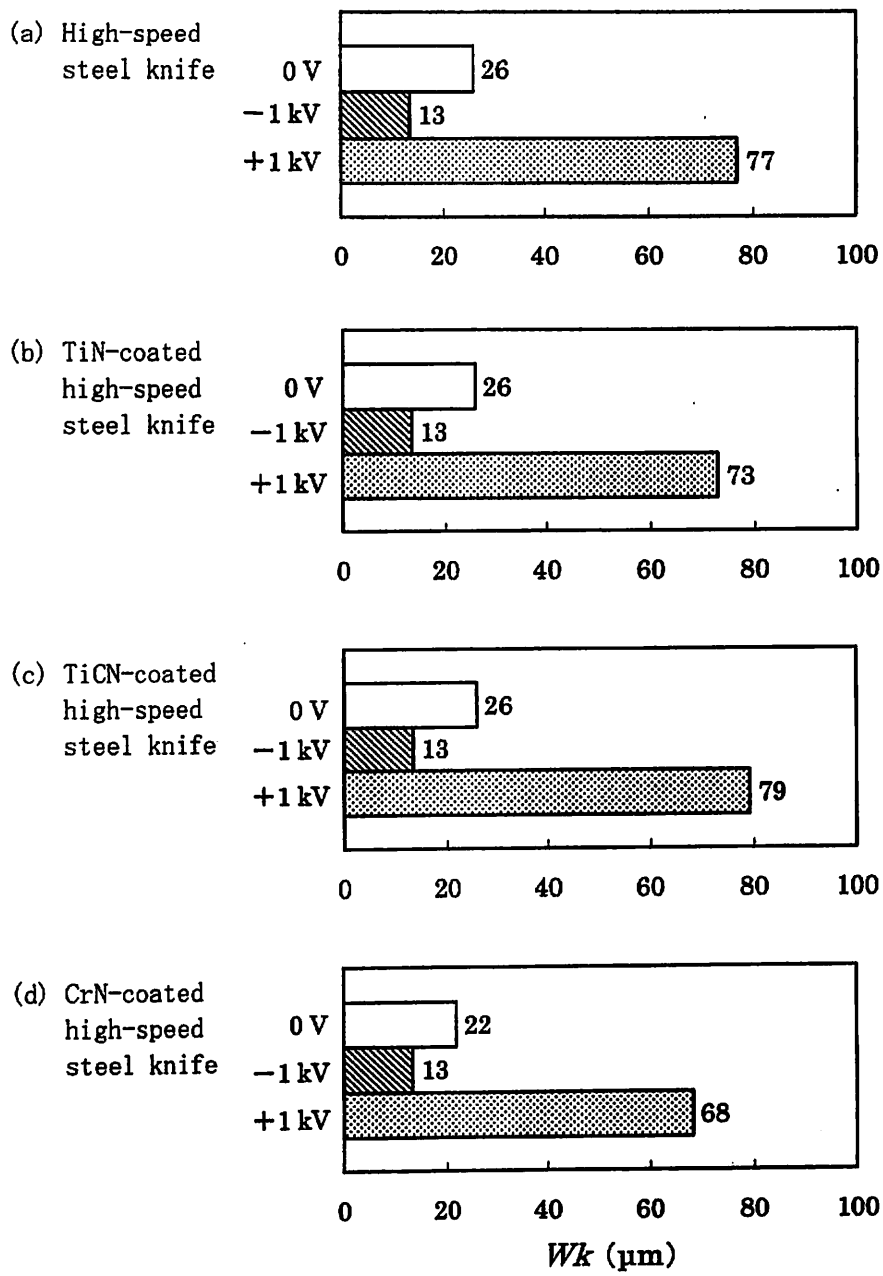
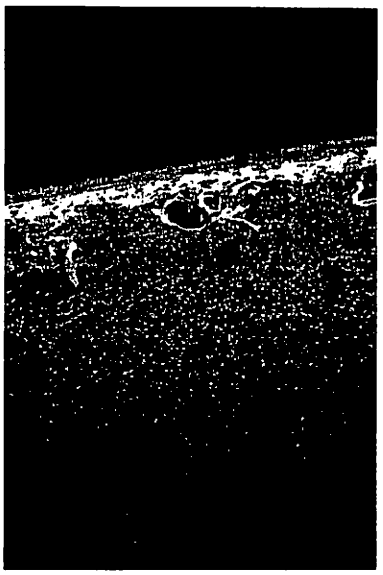
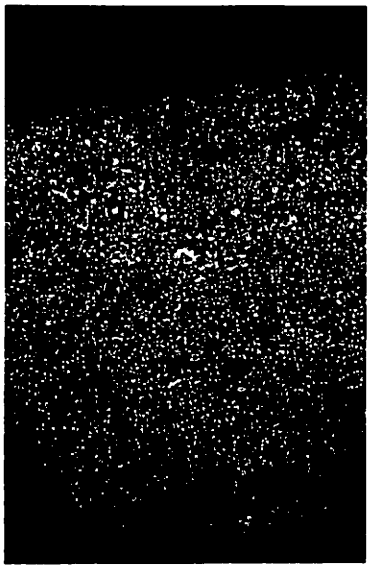


Fig. 3-2. Values of amount of tool wear (*Wk*) after cutting a constant cutting length of 3.4 km at three applied electrical-potentials of 0 V, −1 kV and 1 kV for four kinds of tool.

(a) High-speed steel knife

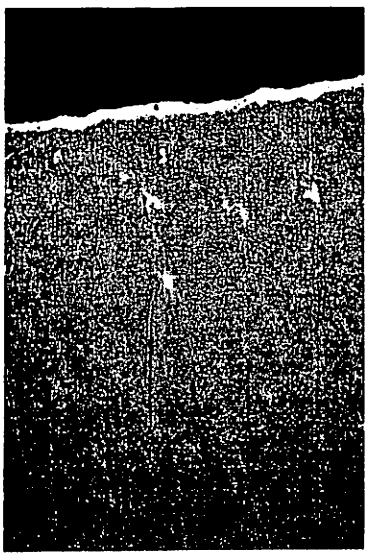


(b) TiN-coated high-speed steel knife



(c) TiCN-coated high-speed steel knife

(d) CrN-coated high-speed steel knife

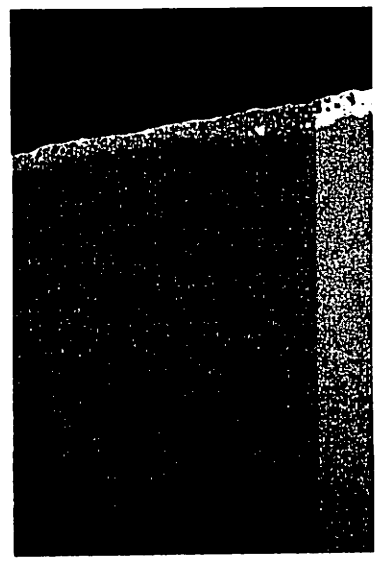


100 μm

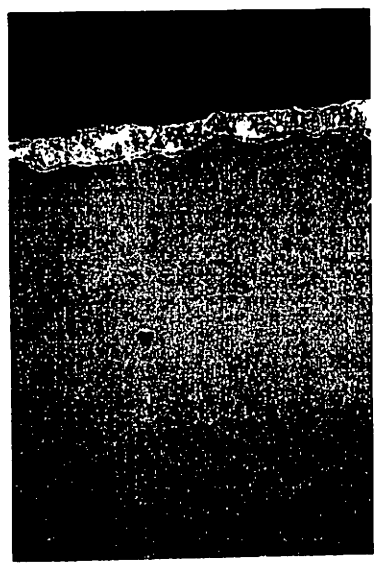
Fig. 3-3. SEM micrographs of rake faces for four kinds of tool at an applied electrical-potential of 0 V.

(a) High-speed steel knife

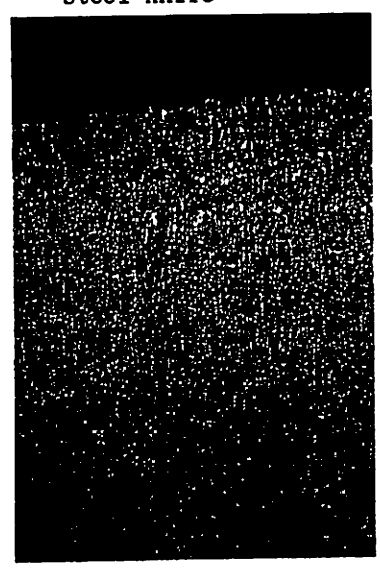
(b) TiN-coated high-speed steel knife



(c) TiCN-coated high-speed steel knife



(d) CrN-coated high-speed steel knife

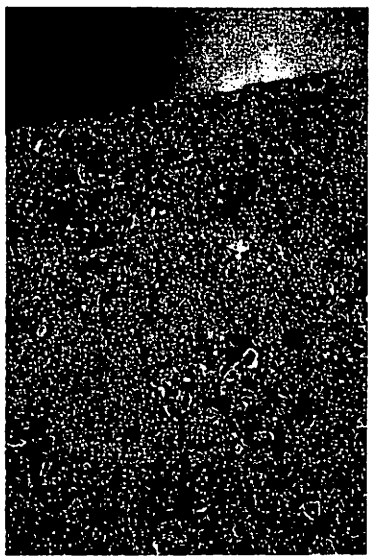


100 μm

Fig. 3-4. SEM micrographs of rake faces for four kinds of tool at an applied electrical-potential of −1 kV.

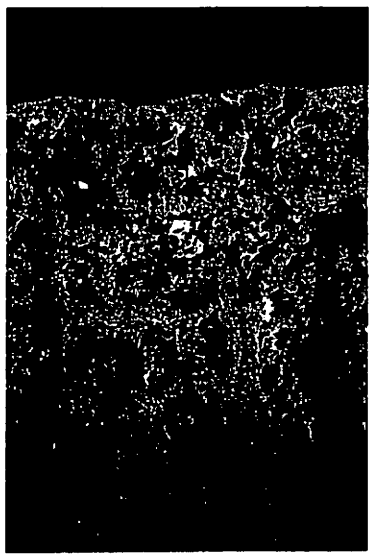
(a) High-speed steel knife

(b) TiN-coated high-speed steel knife



(c) TiCN-coated high-speed steel knife

(d) CrN-coated high-speed steel knife



100 μm

Fig. 3-5. SEM micrographs of rake faces for four kinds of tool at an applied electrical-potential of +1 kV.

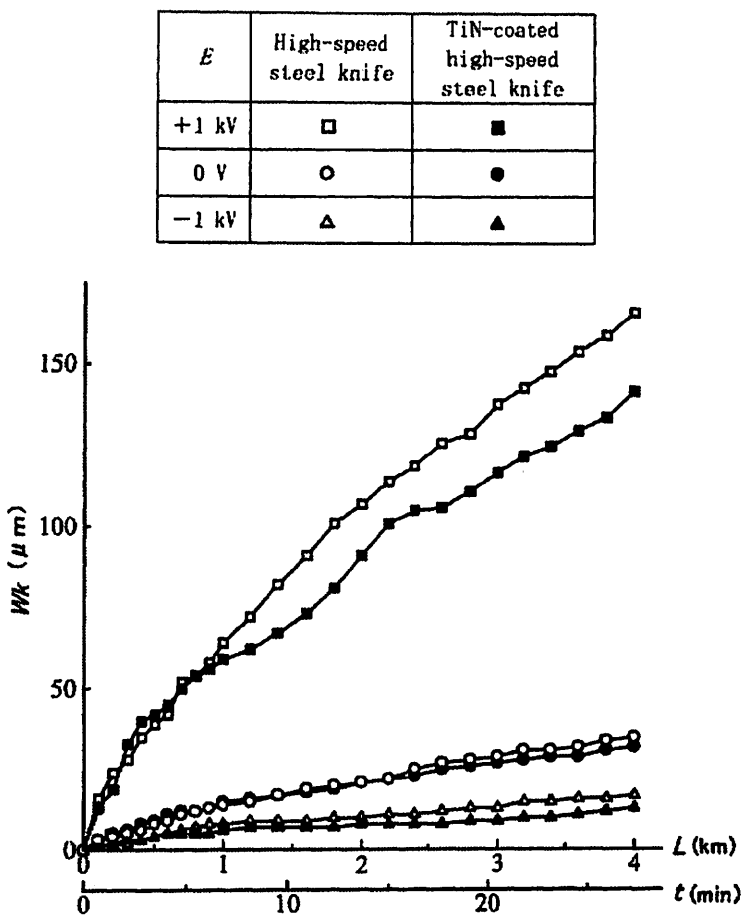


Fig. 3-6. Progressions of tool wear (*Wk*) with total cutting-length (*L*) and net cutting-time (*t*) at three applied electrical-potentials (*E*) of 0 V, −1 kV and +1 kV for high-speed steel knife and TiN-coated high-speed steel knife.

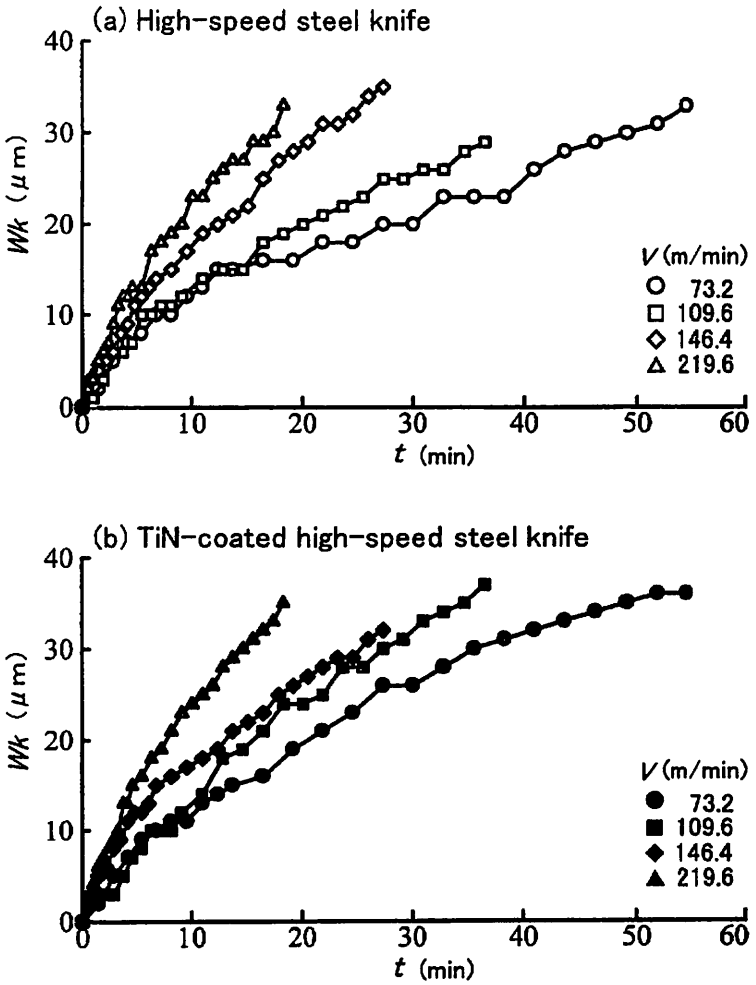


Fig. 3-7. Influence of cutting speed (V) on tool-wear progression (Wk) of high-speed steel knife and TiN-coated high-speed steel knife with net cutting-time (t) at an applied electrical-potential of 0 V.

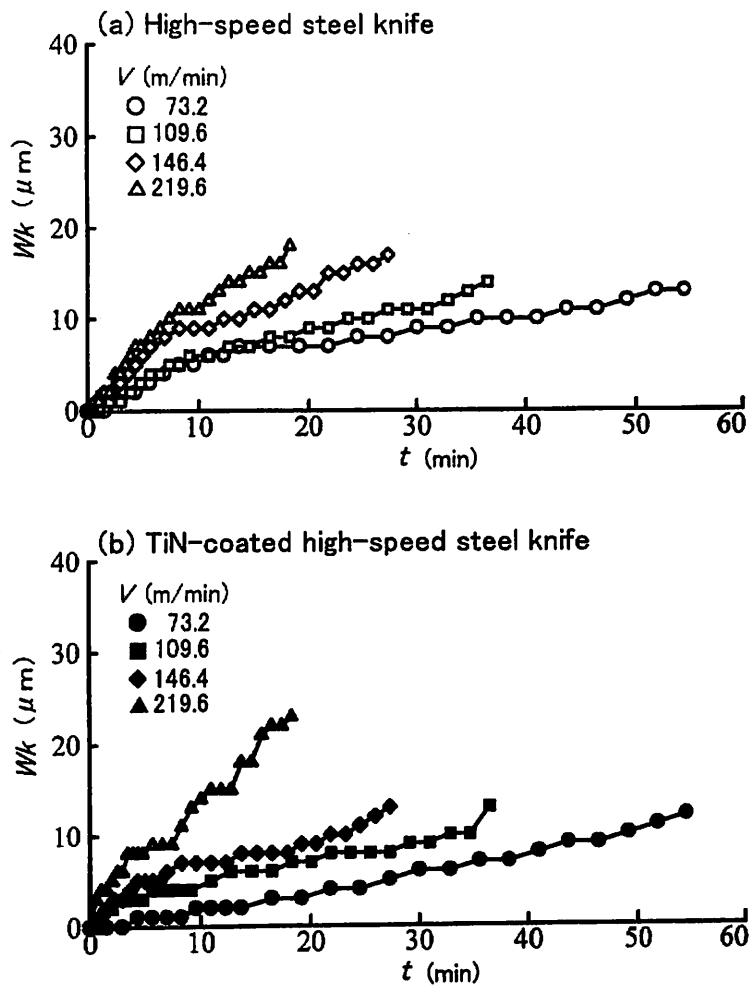


Fig. 3-8. Influence of cutting speed (V) on tool-wear progression (Wk) of high-speed steel knife and TiN-coated high-speed steel knife with net cutting-time (t) at an applied electrical-potential of −1 kV.

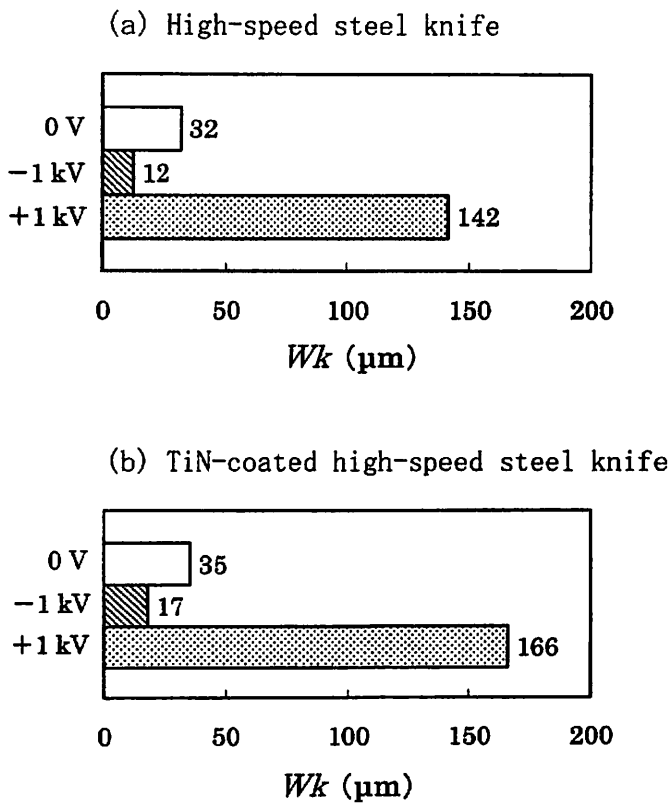


Fig. 3-9. Values of amount of tool wear (*Wk*) after cutting a constant cutting-length of 4.0 km at three applied electrical-potentials of 0 V, − 1 kV and + 1 kV for high-speed steel knife and TiN-coated high-speed steel knife.

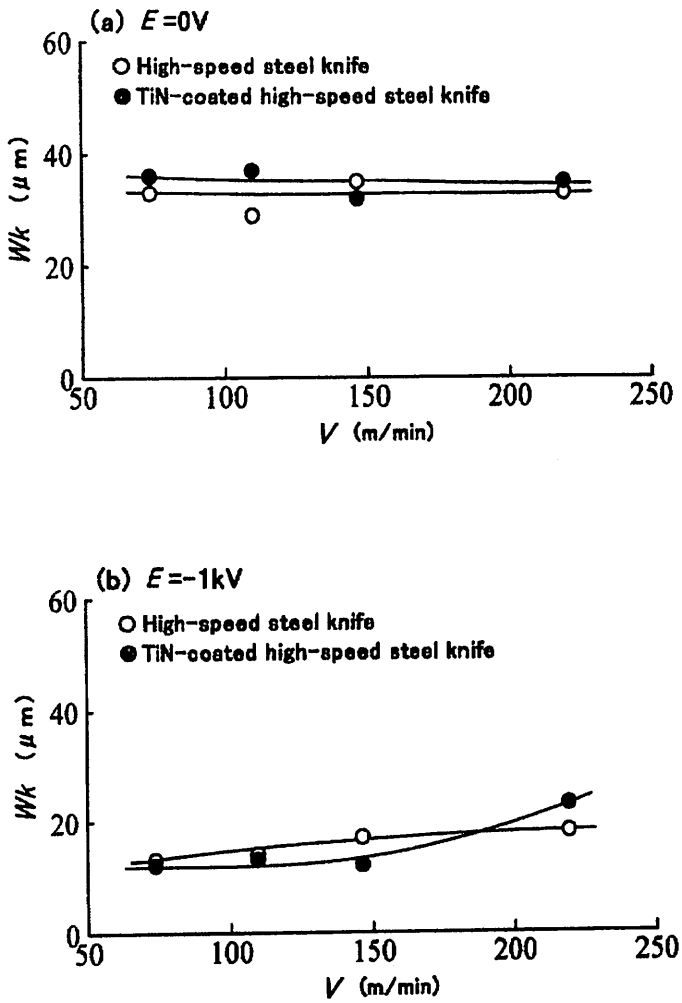


Fig. 3-10(1). Relations of cutting speed (V) to amount of tool wear (Wk) after cutting a final cutting-length at two applied electrical-potentials (E) of 0 V and −1 kV for high-speed steel knife and TiN-coated high-speed steel knife.

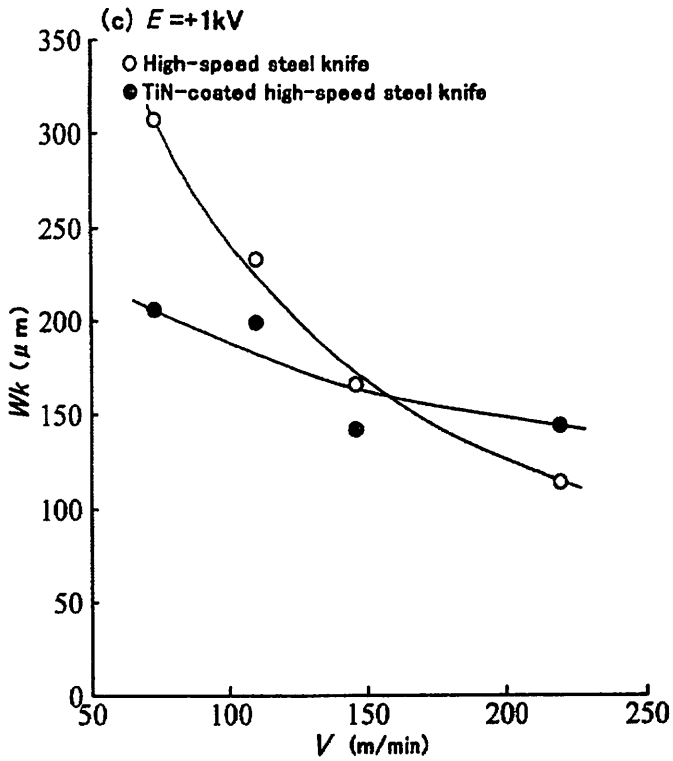


Fig. 3-10(2). Relations of cutting speed (V) to amount of tool wear (Wk) after cutting a final cutting-length at an applied electrical-potential (E) of +1 kV for high-speed steel knife and TiN-coated high-speed steel knife.

第４章　気乾材の穴あけ加工と平削り加工における工具の摩耗特性

第２章と第３章では，高含水率材の穴あけ加工や平削り加工において腐食摩耗が工具摩耗の進行に大きく関与するため，工具に負の直流電圧を印加しながら切削を行うと，カソード防食法の原理によって腐食摩耗の進行を抑止し，工具摩耗の進行を大幅に抑制することができることを明らかにした。一方，気乾材切削においては，ベイスギやクリなどの樹種では，工具腐食性抽出成分による化学作用に基づく腐食摩耗によって工具摩耗が著しく進行することが明らかにされている[11,23-25]。また，気乾材切削の場合も木材実質中の結合水に起因する腐食摩耗が関与することが予想され，上記の高含水率材切削の場合と同様に，工具に負の直流電圧を印加しながら切削を行うと，工具摩耗の進行を抑制できる可能性が考えられる。しかしながら，気乾材切削での直流電圧印加による腐食摩耗抑制効果についての研究報告はこれまで全く見られないのが現状である。ところで，気乾材やＭＤＦ切削では，工具－被削材間に電位差が生じ，静電気が発生すると指摘[26-28]されている。すなわち，Stewart ら[26]と King ら[27]によって，ＭＤＦの旋削加工中に工具に静電気が発生し，時には帯電した電荷が工具側から被削材側へ移動し放電すること等の静電気による電荷の発生と放電に関するメカニズムが検討されている。気乾材切削における工具摩耗の進行においては，静電気が関与する放電摩耗の存在も考えられるが，その検討例は乏しい。本章では，上記のような観点から，高速度鋼工具によるベイマツ気乾材の平削り加工と穴あけ加工を行い，工具摩耗に及ぼす直流電圧印加の影響を調べた。さらに，鋭利

刃と摩耗刃による平削り加工について，切削中の静電気電圧を測定し，工具摩耗の原因としての静電気の関与について考察を試みた。

1．高速度鋼ビットと高速度鋼ナイフの摩耗

1．1 実験方法

1．1．1 供試ビットとナイフおよび被削材

穴あけ加工では，Fig. 1-5(b)に先端形状を示した高速度鋼ビットを，平削り加工では，Fig. 1-6 に示した高速度鋼ナイフを供試した。被削材はベイマツ気乾材（平均含水率：12.5 %，平均気乾比重：0.51，pH：3.8）である。

1．1．2 実験条件

穴あけ加工では，主軸定速送り自動昇降式に改造した直立ボール盤を用いて，ビットとドリルチャック，被削材とバイスをそれぞれ絶縁した後に，主軸回転数 1,680 rpm，1 回転あたり送り量 0.1 mm/rev，切削速度 42.2 m/min の加工条件で，深さ 20 mm の止まり穴あけ加工を 650 個まで行った。一方，平削り加工では，円盤かんな盤を改造したワーリングディスク式木材切削試験装置を用いて，ナイフと被削材をアクリル絶縁板によって機械系から絶縁した後に，切削速度 135.0 m/min，切込み量 0.1 mm の加工条件で，切削長 4.0 km まで平削りを行った。穴あけ加工，平削り加工ともに，直流電源を用いて，切削中の工具側に 0 V あるいは－2 kV，－1 kV，＋1 kV，＋2 kV の直流電圧を印加した。そして，所定の切削長ごとに，ビット摩耗量あるい

はナイフ摩耗量を求めるとともに，マイクロアンペア計を用いて，加工中にビットー被削材間あるいはナイフー被削材間に流れた電流を測定した。さらに，実験終了後にビット摩耗面とナイフ摩耗面のＳＥＭ観察を行った。なお，ナイフ摩耗量については，ナイフのすくい面に３カ所刻印して３カ所のすくい面後退量を測定し，その平均値を求めた。

１．２ 実験結果と考察

１．２．１ ビット摩耗とナイフ摩耗の進行経過

ベイマツ気乾材の穴あけ加工における穴あけ個数m，切削長L，切削時間tの増加に伴うビット摩耗の進行経過と加工中に流れた電流値の変化を印加電圧をパラメータとして，Fig. 4-1 (a)に示す。また，ベイマツ気乾材の平削り加工における切削長Lと切削時間tの増加に伴うナイフ摩耗の進行経過と加工中に流れた電流値の変化を，同様に印加電圧をパラメータとして，Fig. 4-1(b)に示す。

ビット摩耗とナイフ摩耗の進行は，同図のように，印加電圧が０Ｖに対し－1 kVや－2 kVでは遅くなっており，＋1 kVや＋2 kVでは速くなっている。また，平均電流値の範囲は，ビットでは－120～＋210 μA，ナイフでは－2.9～＋13 μA であり，ビットの方が大きい値を示している。第２章のベイマツ高含水率材の穴あけ加工では，印加電圧が－400 Ｖでの加工中に流れた平均電流値は約－30 mA であった。このように，いずれの印加電圧の場合も，

高含水率材切削の場合に比べて電流値のオーダーが異なり，かなり小さい値を示しているが，気乾材切削においてもこのように直流電圧の印加によってビット摩耗の進行やナイフ摩耗の進行を促進または抑制したことは，ビットとナイフの摩耗に腐食摩耗が関与していることを示すものである。

最終切削長におけるビット摩耗量あるいはナイフ摩耗量と印加電圧の関係をFig. 4-2に示す。最終切削長は，ビットでは3.3 km，ナイフでは4.0 kmである。同図より，0 Vの場合のビット摩耗量とナイフ摩耗量を基準にすると，印加電圧が－2 kVでの摩耗量は，ビットでは約3/5倍，ナイフでは約9/10倍の値を示すが，＋2 kVでの摩耗量は，ビットでは約1.3倍，ナイフで約1.1倍の値を示した。このように，気乾材切削においても，ビットあるいはナイフに負の直流電圧を印加しながら切削を行うと，ビット摩耗とナイフ摩耗の進行が遅くなったことは，カソード防食法の原理によって腐食摩耗が抑止されたことを意味する。とくに穴あけ加工では，穴あけ深さに伴ってビットと被削材の接触面積が広くなって流れる電流値が大きくなるため，腐食摩耗抑制効果が平削り加工よりも顕著に現れたと考えられる。

1．2．2 ビット摩耗面とナイフ摩耗面のＳＥＭ観察

ベイマツ気乾材の穴あけ加工および平削り加工終了後に行った，高速度鋼ビットと高速度鋼ナイフの両摩耗面のＳＥＭ観察結果をFig. 4-3とFig. 4-4に示す。

Fig. 4-3のビット摩耗面のＳＥＭ写真では，中央部がけづめ先端部，斜め

上方がけづめ先端のビット中心軸側部分，斜め下方がけづめ外周面を示している。印加電圧が０Ｖでは，逃げ面の基質部が著しく腐食されて炭化物粒子の浮き出しが顕著である。－2 kV では，腐食摩耗が抑止されて力学的摩耗によって摩耗が進行するので，けづめ先端部において炭化物粒子の浮き出しが少なくなっている。一方，＋2 kV では，腐食摩耗が促進されてこれに力学的摩耗が加わるために，けづめ先端部に炭化物粒子の脱落と見られるくぼみが多数観察された。

Fig. 4-4 のナイフ摩耗面のＳＥＭ写真では，中央部が切れ刃，中央から左側部がすくい面，右側部が逃げ面を示している。印加電圧が０Ｖでは，上記のビットと同様に，逃げ面の基質部が著しく腐食されて炭化物粒子の浮き出しが顕著である。－2 kV では，左側のすくい面上に切れ刃と平行に研削跡と見られる条痕が残っているのが確認できる。＋2 kV では，逃げ面とすくい面全体が平滑になっており，刃先先端部の一部に，炭化物粒子の脱落と見られる比較的大きいくぼみが幾つか観察された。

２．高速度鋼ナイフの摩耗に及ぼす静電気の影響

２．１ 実験方法

２．１．１ 供試ナイフと被削材

供試ナイフには，未使用の鋭利刃と，刃先をすくい面上で約 50 μｍ摩耗させた摩耗刃の２種類の高速度鋼ナイフを用いた。ナイフの形状は Fig. 1-6

に示したとおりである。被削材はベイマツ気乾材（平均含水率：12.5 %，平均気乾比重：0.51，pH：3.8）である。

2．1．2 実験条件

ワーリングディスク式木材切削試験装置を用いて，ナイフと被削材をアクリル絶縁板によって機械系から絶縁した後に，切削速度 135.0 m/min，切込み量 0.1 mm の加工条件で平削りした。

2．1．3 静電気電圧の測定

平削り中にナイフ側に発生する静電気に基づく電圧を，デジタル低電位測定器（春日電機社製 KSD－0303）を用いて測定した。Fig. 4-5 に示すように，ナイフと被削材を機械系から絶縁させたのちに，切削用のナイフから 10 mm 離れた位置に同一材質の別の静電気電圧測定用のナイフをアクリル板上に置いた。両ナイフをリード線で電気的につないで，測定用のナイフ表面に対して垂直方向から非接触式のセンサーを向けて静電気電圧を測定した。測定時の気温は 17.1～17.5 ℃，相対湿度は 55.1～56.4 %であった。

デジタル低電位測定器からアナログ出力された静電気電圧に比例した直流電圧は，2 チャンネル式デジタル・ストレージオシロスコープ（Tektronix 社製 TDS－2002）からデジタル出力され，RS - 232 ケーブルでパーソナルコンピュータに入力した。データ処理は，解析ソフト Tektronix WaveStar（Tektronix 社製）を使用して行った。なお，デジタル・ストレージオシロスコープによる計測時のレコード長は 2,500 ポイント，最高サンプル・レー

トは 1.0 GHz，周波数帯域は 0～60 MHz であった。

2.2 静電気電圧の測定結果とナイフ摩耗の原因としての考察

ベイマツの気乾材切削では，直流電圧を印加しないで切削を行った場合の工具の摩耗機構は力学的摩耗が主体であるが，腐食摩耗の影響も大きいことは前述したとおりである。ところで，気乾材やＭＤＦの切削では静電気が発生し，工具摩耗の進行において，静電気が関与する放電摩耗等の電気的影響の存在も指摘されている [26,27]。そこで，気乾材切削時における静電気発生の挙動を，平削り加工のナイフについて検討する。

鋭利刃と摩耗刃で平削りした時に発生した静電気電圧の代表的な波形を Fig.4-6 に示す。(a)の鋭利刃の静電気電圧は，－500～＋1,020 V の範囲で変化しており，平均値は＋221 V である。一方，(b)の摩耗刃の静電気電圧は，－200～＋920 V の範囲で変化しており，平均値は＋70 V である。これらの測定値から，鋭利刃の方がより多くの電荷を切削時に発生していることがわかる。工具側で測定した電圧波形から，Stewart ら [26] が指摘しているように，ナイフと被削材の間で放電が繰り返し発生していることを示している。それは波形における上下に突出したパルス状の波形変化から読み取ることができる。すなわち，切削によって発生し工具表面に帯電した電荷（静電気）が，ある一定値を超えたときに一気に外部に放電することで，このような突出した波形が現れたと考えられる。

鋭利刃と摩耗刃のいずれも，工具側の静電気電圧の平均値は正の値を示していることから，切削時に発生した静電気は，被削材側または切り屑側に電子が移動することによって生じたものといえる。切削の初期段階では，鋭利な刃先に切削抵抗が集中的に加わり，微細な欠損が生じるといわれているが，摩耗刃よりも鋭利刃の方が多くの静電気を発生していることから，この微細な欠損を起こす原因として，Stewart ら[26]が指摘している静電気による放電摩耗が関与している可能性がある。なお，木材切削における静電気発生のメカニズムは複雑で，発生原因の詳細は明らかではないが，工具と被削材の摩擦帯電のほかに，加工時の木材塑性変形域での木材間の剥離帯電等が複雑に関連して発生しているものと推測できる。また，切削時に発生する静電気電圧は，切削時の雰囲気，とくに相対湿度の影響を大きく受けるため[56]，相対湿度が低い状態で切削を行うと，測定される静電気電圧はさらに大きい値を示すことが予測され，工具摩耗にも影響を与えると予想される。

4．摘　　要

本章では，気乾材の穴あけ加工と平削り加工を行って高速度鋼ビットと高速度鋼ナイフの摩耗特性を調べ，さらに，ナイフによる平削り加工について切削中の静電気電圧を測定した。

第１節では，－2 kV～＋2 kV の間で５段階の直流電圧を印加しながら，高速度鋼工具によるベイマツ気乾材の穴あけ加工と平削り加工を行い，両加

工法における工具摩耗に及ぼす直流電圧印加の影響を調べた。その結果，(1)ビット摩耗とナイフ摩耗の進行は，ベイマツ高含水率材切削と同様に，工具側に正の直流電圧を印加すると促進されるのに対し，負の直流電圧を印加すると抑制される。(2)ビット摩耗面とナイフ摩耗面のＳＥＭ観察から，ビットまたはナイフに印加した直流電圧の極性によって，その摩耗面の様相，ビット摩耗とナイフ摩耗の進行経過が異なることから，気乾材切削においても腐食摩耗が大きく関与している。

第２節では，鋭利刃と摩耗刃による平削り加工について，切削中にナイフ側に発生する静電気電圧を測定した。その結果，平削り加工中にナイフ側から測定した静電気電圧の波形から，放電がナイフー被削材の間で繰り返し発生しており，静電気電圧は摩耗刃より鋭利刃の方が高い値を示す。この結果から，工具摩耗に影響を与えると推測される静電気の存在が明らかになった。

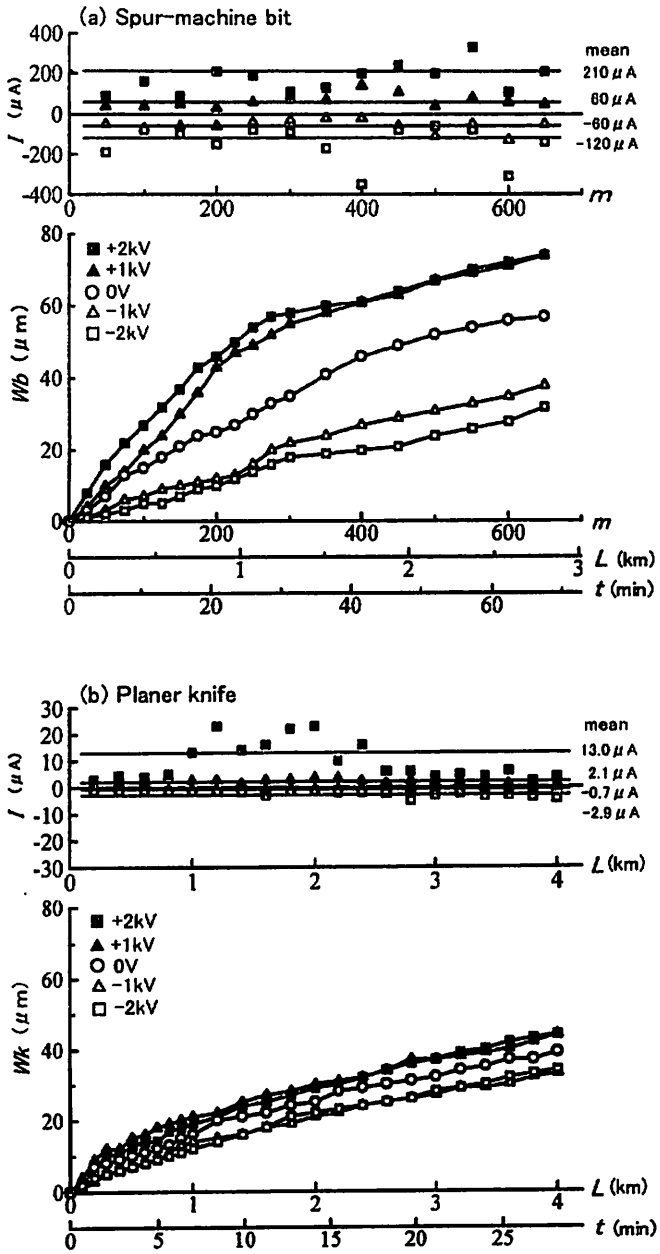


Fig. 4-1. Progressions of tool wear (*Wb*, *Wk*) and variations of electric current (*I*) with total cutting-length (*L*) and net cutting-time (*t*) at various applied electrical-potentials for high-speed steel bit and high-speed steel knife.

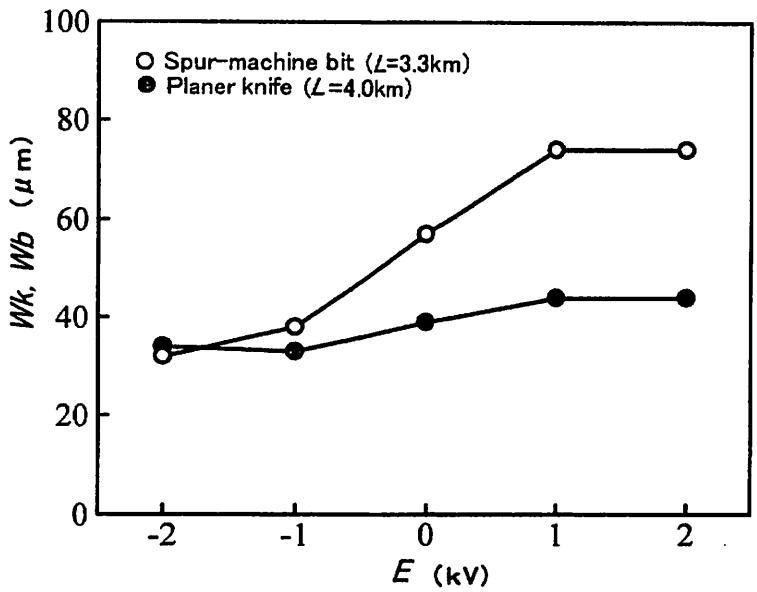


Fig. 4-2. Relationships between applied electrical-potential (E) and amount of tool wear (Wb, Wk) at final cutting-length (L).

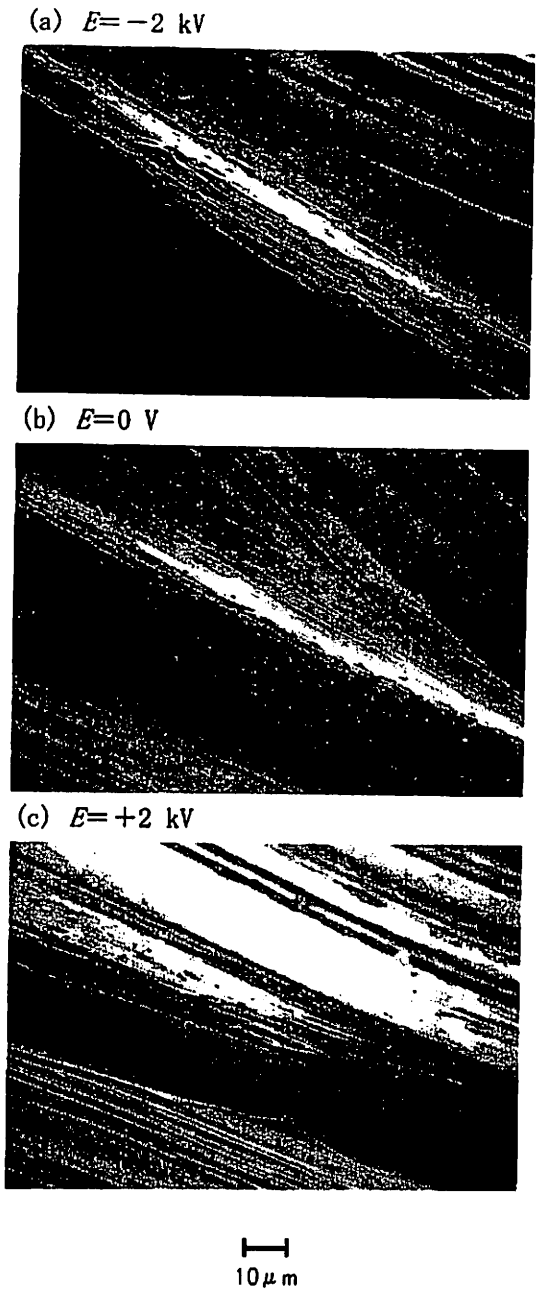


Fig. 4-3. SEM micrographs of spur edge of high-speed steel bit at three applied electrical potentials (E) of −2 kV, 0 V and +2 kV.

Note : The line at center is the extreme top of the spur edge, the upper right side is the inside surface of the spur edge, and the lower left side is the outside surface of the spur edge.

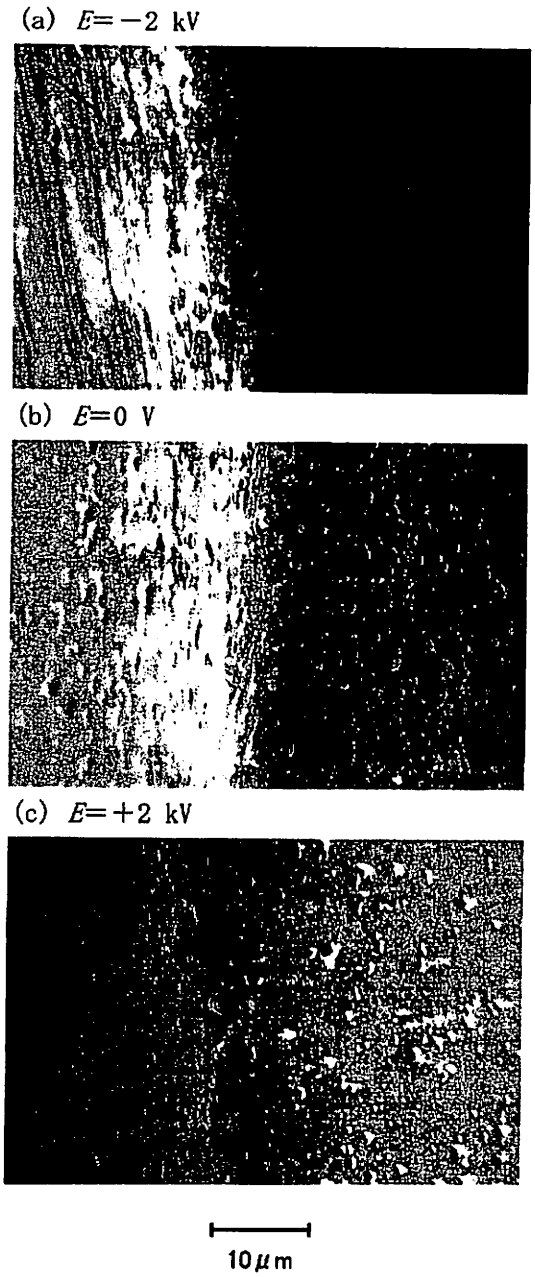


Fig. 4-4. SEM micrographs of rake face and back face of planer knives at three applied electrical potentials (E) of −2 kV, 0 V and +2 kV.

Note : The line at center is the cutting edge, the left side is the rake face, and the right side is the back face.

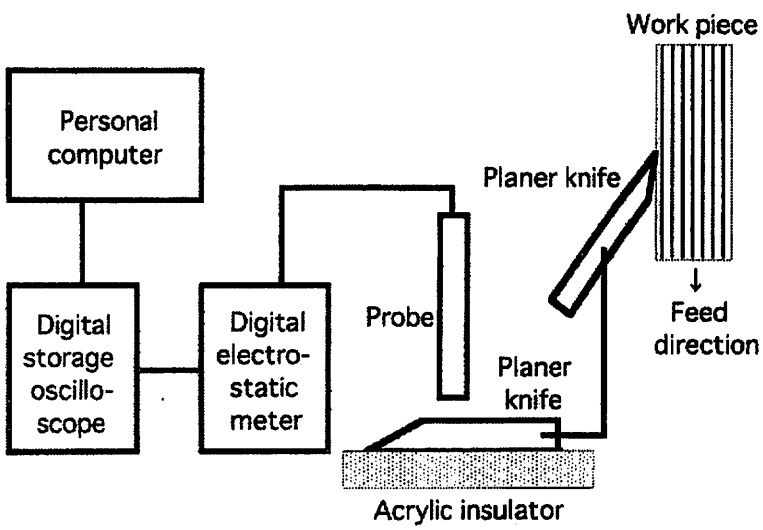


Fig. 4-5. Diagram of testing apparatus for measurement of electrostatic voltage.

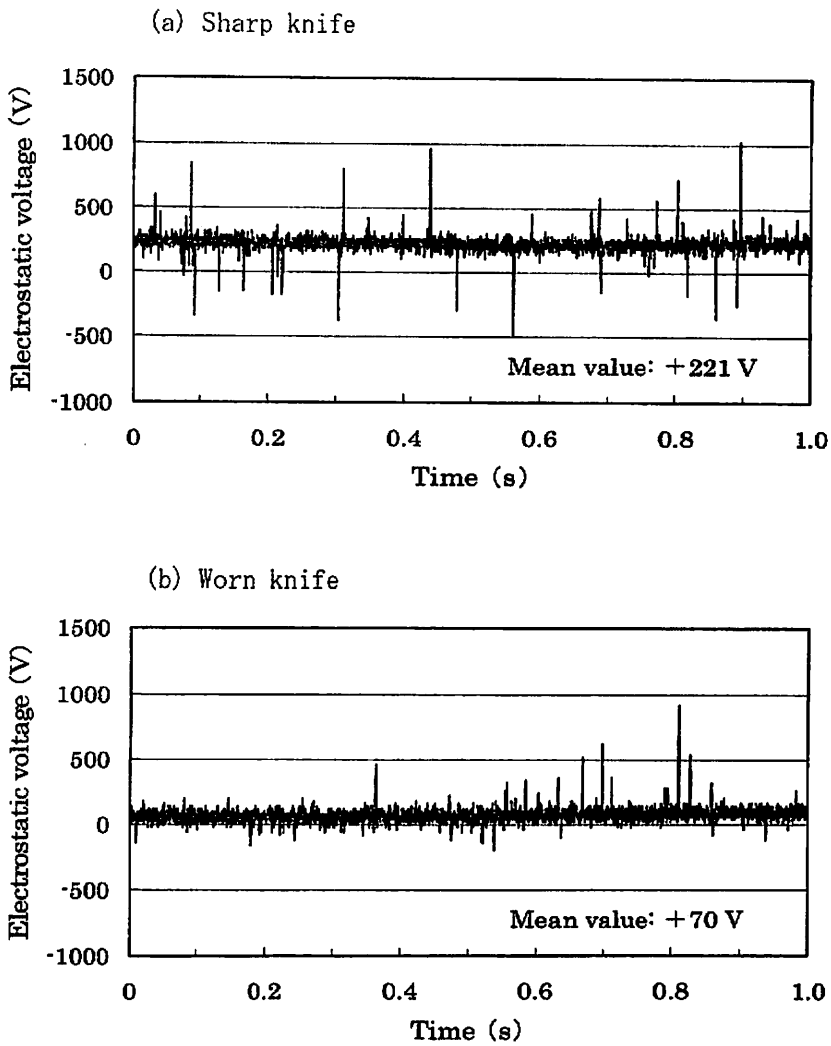


Fig. 4-6. Waveform of electrostatic voltage from planer knife while planing.

第５章　木材切削工具の腐食摩耗特性に対する考察

木材の切削加工における工具摩耗は，一般に，力学的摩耗，腐食摩耗，熱的摩耗などの摩耗機構に基づいて進行するものと考えられている[16,36,57-59]。このうち力学的摩耗は，木材中に含まれるシリカや木質材料における接着剤などのアブレシブ作用によって工具がすり減っていくすり減り摩耗，切削工具と被削材との間に生じる変形力，摩擦力，衝撃力などの力学的作用に基づくものである。一方，腐食摩耗は，木材中に含まれる工具腐食性抽出成分による化学摩耗，切削中に工具－被削材間に電位差を生じて流れた腐食電流による電気化学的摩耗が考えられる。なお，熱的摩耗に関しては，合金工具鋼工具では切削熱が刃先硬さの低下を招来させることもあるが，金属切削に比べて切削温度が比較的高くないことから，切削熱は腐食摩耗あるいは力学的摩耗の促進要因としての役割を果たす。

本章では，第２章から第４章までの実験結果から，木材切削工具の腐食摩耗特性について考察を行い，さらに，第２章と第３章の切削速度を変化させた実験結果から，ビットとナイフに直流電圧を印加しない通常切削と直流電圧を印加して腐食摩耗を抑止した場合について，工具の耐摩耗性の評価に用いられている Taylor の寿命方程式を求め，摩耗機構と関連させて考察を行った。

１．工具摩耗に占める腐食摩耗割合

１．１　腐食摩耗割合の算定法

第２章および第３章の高含水率材の穴あけ加工および平削り加工，さらに第４章での気乾材の穴あけ加工および平削り加工の工具寿命試験では，工具に対して負の直流電圧を印加しながら加工すると，印加電圧が大きくなるほどいずれの工具も摩耗の進行は遅くなる結果が得られた。このように外部電源を用いて金属の腐食を抑制する方法は，金属工学では，カソード防食法と呼ばれている。印加電圧を変化させた工具寿命試験結果から，工具摩耗の進行経過と最終切削長での工具摩耗量（W）と印加電圧（E）の関係を模式化して示したのが，Fig. 5-1 と Fig. 5-2 である。Fig. 5-1 の印加した負の直流電圧が大きくなるほど工具摩耗の進行経過が遅くなる関係は，Fig. 5-2 のようになる。すなわち，最終切削長での工具摩耗量（W）は負の印加電圧（E）が大きいほど，カソード防食法の原理によって腐食摩耗の抑制される程度が大きくなるため，ある電圧以上ではほぼ一定値に漸近する。このように，工具摩耗量がほぼ一定値を示すことは，ある電圧以上ではカソード防食法によってこれ以上腐食摩耗を抑止できないことを示しており，工具摩耗は力学的摩耗によって進行することを意味する。したがって，Fig. 5-1 に示すように，工具に直流電圧を印加しない通常切削の場合の工具摩耗量を Wt で表すと，ほぼ一定値に漸近している摩耗量は力学的摩耗に基づく摩耗量 Wm と見なされ，Wt と Wm の差，すなわち，$Wt-Wm$ の値 Wc は腐食摩耗に基づく摩耗量と見なすことができる。さらに，$(Wc/Wt)\times 100$ は通常切削における工具摩耗に占める腐食摩耗割合を示すことになる。この Wt, Wm, Wc の関係を工具

摩耗の進行経過図で模式的に示すと，Fig.5-3 のようになる。

以上の考え方に立って，第２章の高含水率材の穴あけ加工では－400 V，第３章の平削り加工では－1 kV，第４章の気乾材の穴あけ加工と平削り加工では－2 kV の直流電圧を工具に印加しながら切削したときの最終切削長での工具摩耗量を W_m で表し，工具に直流電圧を印加しない通常切削の場合の摩耗量 W_t から，上記のように，腐食摩耗に基づく摩耗量 W_c を求め，さらに，工具摩耗に占める腐食摩耗割合を計算して求めた。

第２章～第４章の各実験における工具摩耗に占める腐食摩耗割合をまとめて表にしたのが Table 5-1 である。以下に，各章の実験における工具の W_c と腐食摩耗割合について考察する。

１．２ ビットとナイフの腐食摩耗割合

１．２．１ 高含水率材の穴あけ加工

第２章第１節の超硬合金ビット，高速度鋼ビット，合金工具鋼ビットによるベイマツ高含水率材とメラピ高含水率材の穴あけ加工した実験結果から，最終切削長（最終穴あけ個数）における W_t，W_c および腐食摩耗割合を棒グラフで Fig.5-4 に示す。なお，最終切削長はビットの工具材種と被削材の組み合わせによって異なる。同図から，腐食摩耗割合は，pH の低いベイマツ高含水率材では，いずれの工具材種のビットも 74 %を超える高い値を示している。一方，メラピ高含水率材では，いずれの工具材種のビットも 58 %

を超える値を示しており，シリカによるアブレシブ作用による力学的摩耗が大きなウエートを占めると考えられているメラピにおいても，高含水率材ではビット摩耗の進行に腐食摩耗が大きく影響を与えることがわかる。

第２章第２節の 12 材種超硬合金ビットによるベイマツ高含水率材の穴あけ加工での最終切削長（最終穴あけ個数）における *Wt*, *Wc* および腐食摩耗割合を棒グラフで Fig. 5-5 に示す。同図より，*Wc* はコバルト含有率の高い K40 超硬合金ビット，V5 超硬合金ビット，V6 超硬合金ビットおよび超微粒超硬合金ビット２材種などが高い値を示し，コバルト含有率の低い K10 超硬合金ビットや E1 超硬合金ビットが小さい値となっている。Fig. 5-6 は *Wc* と刃先硬さ，コバルト含有率および炭化タングステン粒径の関係を示すものであるが，*Wc* は刃先硬さに対して危険率 10 %で有意であるが，コバルト含有率に対しては危険率 1 %で有意となる極めて高い正の直線相関を示し，炭化タングステン粒径に対してはほとんど相関が認められない。このように，*Wc* はとくにコバルト含有率に大きく影響を受けると考えられる。腐食摩耗割合は，Fig. 5-5 のように，41～66 %の値を示しており，*Wc* が大きい値を示すビット材種ほど高い腐食摩耗割合を示している。

第２章第３節の切削速度を変化させたベイマツ高含水率材の穴あけ加工の実験結果から，最終切削長（最終穴あけ個数）における *Wc* と切削速度の関係を Fig. 5-7 に，腐食摩耗割合と切削速度の関係を Fig. 5-8 にそれぞれ示す。Fig. 5-7 より，*Wc* は切削速度の増加に伴い，K10 超硬合金ビットと超微

粒超硬合金ビットはほぼ一定値を示すか，あるいは僅かに減少するが，V6超硬合金ビットと高速度鋼ビットは大きく増加している。この原因は，第2章の3.2.2において考察したように，後者のV6超硬合金ビットと高速度鋼ビットは，高速回転に伴う高い切削熱が前者のK10超硬合金ビットと超微粒超硬合金ビットよりも腐食摩耗を促進させやすいことである。Fig.5-8より，切削速度の増加に伴う腐食摩耗割合の傾向はビット材種によって異なっている。すなわち，超微粒超硬合金ビットは44 %～52 %であり，概ね50 %の値を示し，ほぼ一定値である。V6超硬合金ビットは22 %～48 %，高速度鋼ビットは45 %～60 %であり，高速切削ほど増加している。K10超硬合金ビットは36 %～60 %であり，逆に高速切削ほど低下している。このことから，ビット摩耗は，V6超硬合金ビットと高速度鋼ビットでは高速切削ほど，K10超硬合金ビットでは低速切削ほど腐食摩耗の影響を強く受けることがわかる。高速切削ほど腐食摩耗割合が増加する理由は，高速回転による刃先温度上昇によって腐食摩耗が促進されやすいことである。一方，高速切削ほど腐食摩耗割合が低下する理由は，高速回転におけるビットと被削材の接触時間の短縮による腐食摩耗促進の低減効果と推測される。

1.2.2 高含水率材の平削り加工

第3章第1節の高速度鋼ナイフと3種類のコーティング高速度鋼ナイフによるベイマツ高含水率材の平削り加工の実験結果から，最終切削長における Wt, Wc および腐食摩耗割合を棒グラフでFig.5-9に示す。同図のように，

Wc は高速度鋼ナイフ，TiCN コーティング高速度鋼ナイフ，TiN コーティングナ高速度鋼ナイフは同じ値を示し，CrN コーティング高速度鋼ナイフはこれよりも小さい値を示している。これに対応して，腐食摩耗割合は，高速度鋼ナイフ，TiCN コーティング高速度鋼ナイフ，TiN コーティング高速度鋼ナイフではいずれも 50 %であり，CrN コーティング高速度鋼ナイフでは 43 %で最も低い値を示している。

第 3 章第 2 節の切削速度を変化させたベイマツ高含水率材の平削り加工の実験結果から，最終切削長における *Wc* と切削速度の関係を Fig. 5-10 に，腐食摩耗割合と切削速度の関係を Fig. 5-11 にそれぞれ示す。*Wc* は，Fig. 5-10 のように，高速度鋼ナイフと TiN コーティング高速度鋼ナイフは切削速度の増加に伴って緩やかに減少している。Fig. 5-11 より，腐食摩耗割合は高速度鋼ナイフでは 46～61 %，TiN コーティング高速度鋼ナイフでは 34～67 %であり，いずれも高速切削ほど低下している。これは，上記の第 2 章第 3 節での K10 超硬合金ビットによるベイマツ高含水率材の穴あけ加工での結果と同様であり，高速回転におけるビットと被削材の接触時間の短縮による腐食摩耗促進の低減効果によるものである。

1．2．3 気乾材の穴あけ加工と平削り加工

第 4 章の高速度鋼ビットによるベイマツ気乾材の穴あけ加工と高速度鋼ナイフによる平削り加工での最終切削長における *Wt*, *Wc* および腐食摩耗割合を棒グラフで Fig. 5-12 に示す。気乾材切削においては，ナイフでは *Wc* の

値が小さいので，腐食摩耗割合は 13 %であるが，ビットでは W_c の値が大きいために腐食摩耗割合は 44 %に達している。このように，気乾材切削における腐食摩耗割合は，高含水率材切削における腐食摩耗割合と比べると低い値を示すものの，高速度鋼ビットはかなり高い値を示しており，腐食摩耗割合が意外に高い値を示すことが明らかになった。

2．Taylor の寿命方程式

切削速度を変化させた工具寿命試験において，工具の刃先摩耗量が寿命と判定されるある一定値（寿命判定摩耗量）に達したときの工具の寿命時間（T）と切削速度（V）の間には，$VT^n = C$ なる式が経験的に成立することが知られており，Taylor の寿命方程式と呼ばれている。ここで，n は指数，C は定数で Taylor constant と呼ばれている。木材切削の分野ではこれまでに，回転かんな削り [57]，丸のこ加工 [60]，穴あけ加工 [59] において Taylor の寿命方程式の n と C が求められている。

本節では，第２章第３節のベイマツ高含水率材の穴あけ加工における K10 超硬合金ビット，V6 超硬合金ビット，超微粒超硬合金ビット，高速度鋼ビットについて，さらに，第３章第２節のベイマツ高含水率材の平削り加工における高速度鋼ナイフと TiN コーティング高速度鋼ナイフについて，工具に直流電圧を印加しない通常切削の場合と，工具に負の直流電圧を印加させて腐食摩耗を抑止して切削した場合の寿命方程式の指数 n と定数 C を求め，と

くに指数nから摩耗機構について考察する。

2.1 寿命方程式の算定法

寿命方程式の算定法は次のとおりである。まず，Fig.5-13 のような切削速度をパラメータとした切削時間に対する工具摩耗の進行経過図から，工具摩耗量が寿命判定摩耗量（W_{cri}）に達したときの寿命時間 T (min)を各切削速度 V_1, V_2, V_3, V_4 (m/min) ごとに読み取る。その値を T_1, T_2, T_3, T_4とする。つぎに，切削速度と寿命時間の関係，すなわち，(T_1, V_1)，(T_2, V_2)，(T_3, V_3)，(T_4, V_4)の関係を両対数グラフ上で縦軸に切削速度，横軸に寿命時間を取ってプロットすると，Fig.5-14 のように経験的に負の直線関係が認められ，その直線式を最小二乗法によって求めると，寿命方程式の指数nと定数Cが得られる。定数Cは工具寿命が 1 min の時の切削速度に相当し，すなわち，工具摩耗量が切削時間 1 min で寿命判定摩耗量に達する切削速度を表している。一般に，定数Cは大きいほど望ましく，またCが同じであれば，指数nは小さいほど望ましいことになる。

2.2 木材切削工具の寿命方程式

2.2.1 高含水率材の穴あけ加工

第2章第3節の実験結果から，ベイマツ高含水率材の穴あけ加工における3材種超硬合金ビットと高速度鋼ビットについて，寿命判定摩耗量を 10 μm とした時の寿命線図（$V-T$関係線図）を Fig.5-15(1)～(2)に示す。

同図(a)はK10超硬合金ビット，(b)はV6超硬合金ビット，(c)は超微粒超硬合金ビット，(d)は高速度鋼ビットの結果である。また，上記算定法に従って，切削速度21.9～101.8 m/minの範囲で計算して求めた，寿命方程式の指数nと定数CをTable 5-2に示す。なお，(a)のK10超硬合金ビットの印加電圧が－400 Vでの寿命方程式は，最終切削長（最終穴あけ個数）までに切削速度21.9 m/minでビット摩耗量が寿命判定摩耗量に達しなかったために，切削速度41.5～101.8 m/min の範囲で求めている。

Table 5-2より，ビットに直流電圧を印加しない通常切削の場合，指数nは，超硬合金ビットではビット材種がK10とV6は0.81と0.98であり，高速度鋼ビットの0.75よりも大きい値を示している。超微粒超硬合金ビットは0.52であり，供試ビットの中でも最も小さい値を示している。定数Cは240～680であり，指数nの大きいビットほど大きい値を示している。一方，ビットに－400 Vの負の直流電圧を印加して腐食摩耗を抑止した場合，指数nはいずれも0.45～0.52，定数Cは210～420であり，いずれも通常切削の場合と比べて値はかなり小さく，またビット間の差異も小さい。

ところで，番匠谷らの報告[58]では，ベイスギ高含水率材の穴あけ加工における高速度鋼ビットの寿命方程式の指数nは，0 Vでは1.42，－100 Vでは1.07，＋100 Vでは2.06であることを明らかにしている。また，被削材が気乾材やボード類での高速度鋼ビットの指数は，メラピでは0.66，アガチスでは1.14，パーティクルボードでは0.64，合板では1.32であり，同じ

パーティクルボードでも，ビットの工具材種によって異なり合金工具鋼では0.64，超硬合金では2.03を示すことを明らかにしている。このように寿命方程式の指数nは大幅に変化しているが，これは被削材と工具材種の組み合わせによって，さらに，実験した切削速度の範囲によってビットの摩耗機構が異なることが原因である。さらに，番匠谷[61]は，指数nを$0<n<1$，$n=1$，$n>1$の3つのタイプに分け，それぞれのタイプにおける摩耗機構を考察している。力学的作用が工具摩耗を促進させて切削熱がその促進要因として作用する場合は$0<n<1$，力学的作用が工具摩耗を促進させて切削熱の影響が比較的少ない場合は$n=1$，腐食作用が工具摩耗を促進させる場合は$n>1$を示し，腐食摩耗を促進させるほど大きい値を示すことを明らかにしている。

Table 5-2に示した印加電圧が0 Vと−400 Vでの指数nは，番匠谷ら[41]が示したベイスギ高含水率材の穴あけ加工における高速度鋼ビットのnよりも大幅に小さく，$0<n<1$である。これは，実験した切削速度の範囲が異なるために摩耗機構が変化したために生じた現象と考えられる。すなわち，本実験での切削速度の範囲である21.9〜101.8 m/minは，番匠谷等の実験での切削速度の範囲14.8〜52.8 m/minに比べて速いために，高速回転に伴う切削熱の上昇が0 Vではビットの腐食摩耗を促進させ，−400 Vでは力学的摩耗を促進させるためである。とくに，V6超硬合金ビットと高速度鋼ビットについて，低速域の切削速度21.9 m/minと41.5 m/minの2点から寿

命方程式を求めると，0 V と－400 V の指数 n は，V6 超硬合金ビットでは 0.98 と 0.50，高速度鋼ビットでは 2.05 と 0.71 に変化し，いずれも高速域の切削速度を含む 4 点から求めた指数 n よりも大きい値を示す。このように，本実験のような高速域の切削速度を含めたビットの寿命試験では，高速域での高い切削熱が工具摩耗の進行を促進させるため，寿命方程式の指数 n の値が低下したものと考察される。

2．2．2 高含水率材の平削り加工

第 3 章第 2 節の実験結果から，高速度鋼ナイフと TiN コーティング高速度鋼ナイフについて，前節のビットと同様に寿命判定摩耗量を 10 μm とした時の寿命線図を Fig. 5-16 に示す。また，寿命方程式の指数 n と定数 C を Table 5-3 に示す。

直流電圧を印加しない通常切削の場合の指数 n は，高速度鋼ナイフでは 1.10 であり，TiN コーティング高速度鋼ナイフは 0.93 である。上述のように，腐食摩耗を促進させると指数 n は大きい値を示すことから，高速度鋼ナイフ表面への TiN コーティングは腐食摩耗を抑制できることを示している。定数 C は 790 と 530 であり，高速度鋼ナイフの方が大きい値を示している。また，ナイフに－1 kV の負の直流電圧を印加して腐食摩耗を抑止した場合の指数 n は，それぞれ 0.69 と 0.58 であり，通常切削の場合と比べて大幅に小さく，約 2/3 倍の値を示している。定数 C は 850 と 760 であり，高速度鋼ナイフの方が大きい値を示している。

3．摘　　要

本章では，第２章から第４章の実験結果から，木材切削工具の腐食摩耗特性について考察を行うとともに，切削速度を変化させた実験結果についてTaylorの寿命方程式を求め，摩耗機構と関連させて考察した。

第１節では，工具摩耗に占める腐食摩耗割合の算定法を記述し，第２章から第４章までの実験結果について，腐食摩耗割合を求めて表示した。そして，腐食摩耗割合は，加工方法，工具材種，切削速度の各因子によって大きく影響を受け，被削材が高含水率材か気乾材かによって，さらに，工具に印加した直流電圧の極性によって大幅に変化することから，工具の摩耗機構と関連付けて考察した。

第２節では，切削速度（V）と工具の寿命時間（T）の関係を示すTaylorの寿命方程式（$VT^n = C$）の算定法を記述し，第２章と第３章の切削速度を変化させた実験結果について，寿命方程式の指数nと定数Cを求めて表示した。とくに，被削材と工具材種の組み合わせによって，工具に印加した直流電圧によって，さらに，実験した切削速度の範囲によって工具の摩耗機構が異なることから，得られた指数nの値から摩耗機構を考察した。

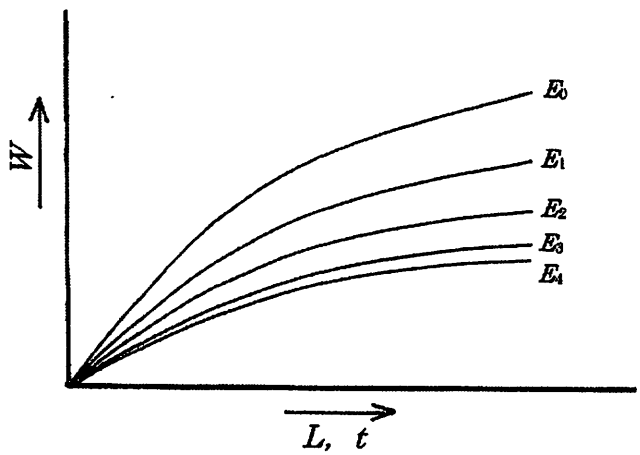


Fig. 5-1. Tool-wear progression curves (W) with total cutting-length (L) and net cutting-time (t) at various applied electrical-potentials (E_0-E_4).
Legend : E_0 : 0 V, E_1-E_4 : $E_4 > E_3 > E_2 > E_1$

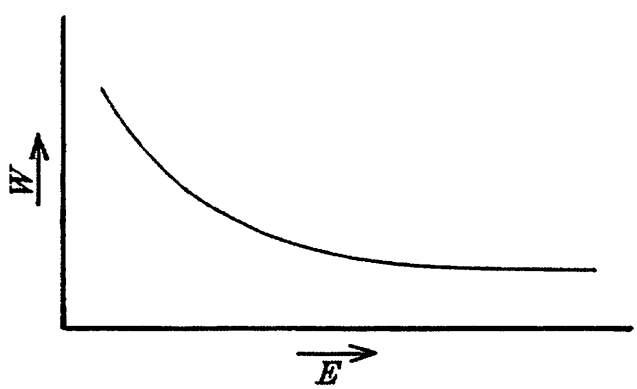


Fig. 5-2. Relationship between applied electrical-potential (E) to amount of tool wear (W) at final cutting-length.

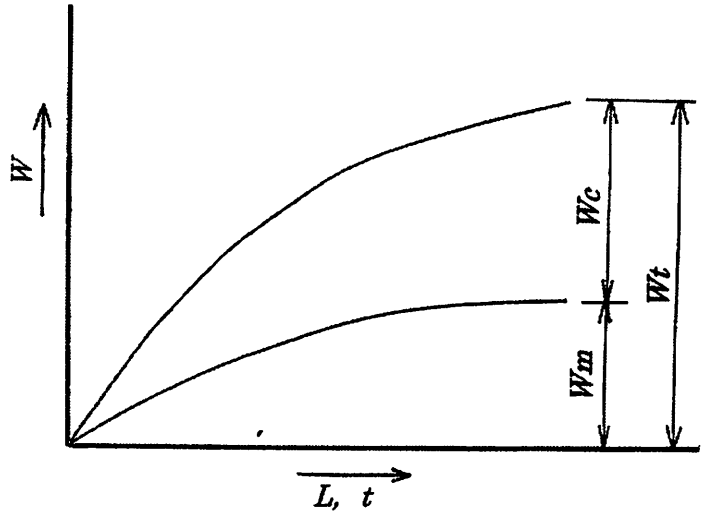


Fig. 5-3. Schema of wear mechanism of tool wear (W) consists of mechanical wear and corrosive wear.

Legend: Wt: amount of tool wear under electrical-potential of 0 V
Wm: amount of tool wear due to mechanical wear mechanism
Wc: amount of tool wear due to corrosive wear mechanism
($Wc = Wt - Wm$)

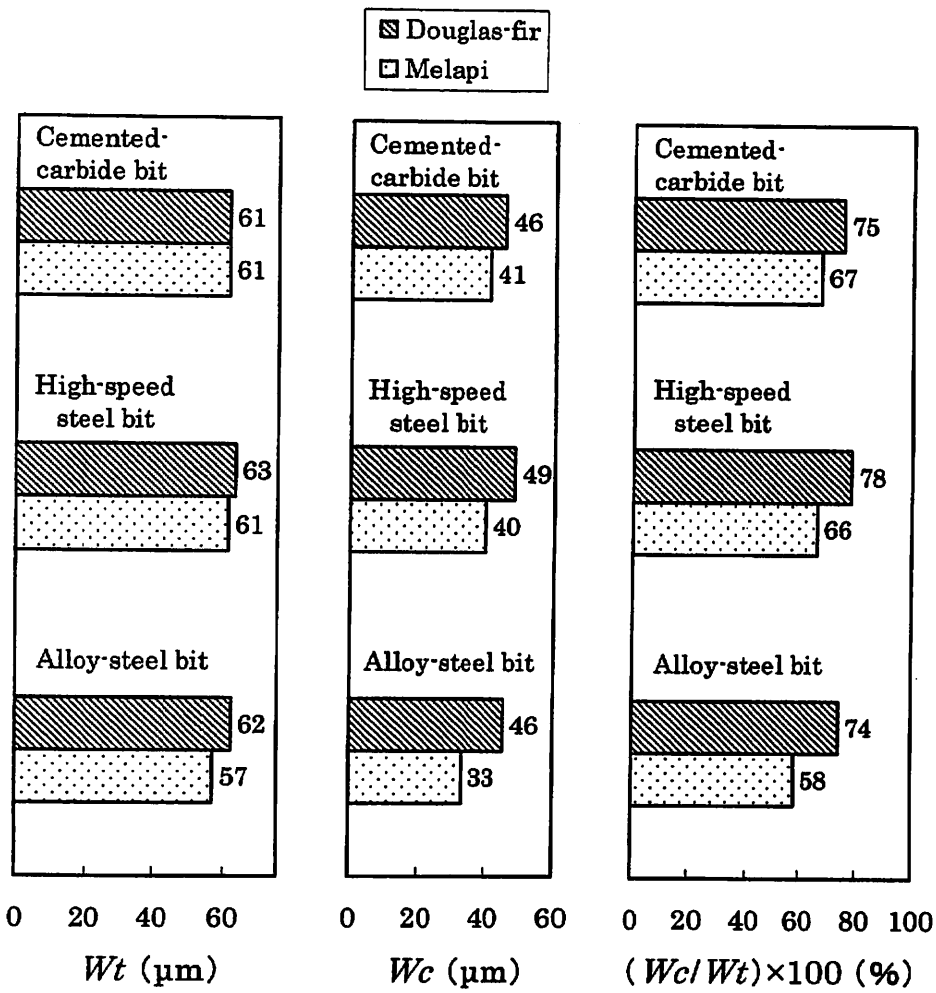


Fig. 5-4. Values of amount of tool wear (*Wt*, *Wc*) and ratio of corrosive wear for cemented-carbide bit, high-speed steel bit and alloy-steel bit.

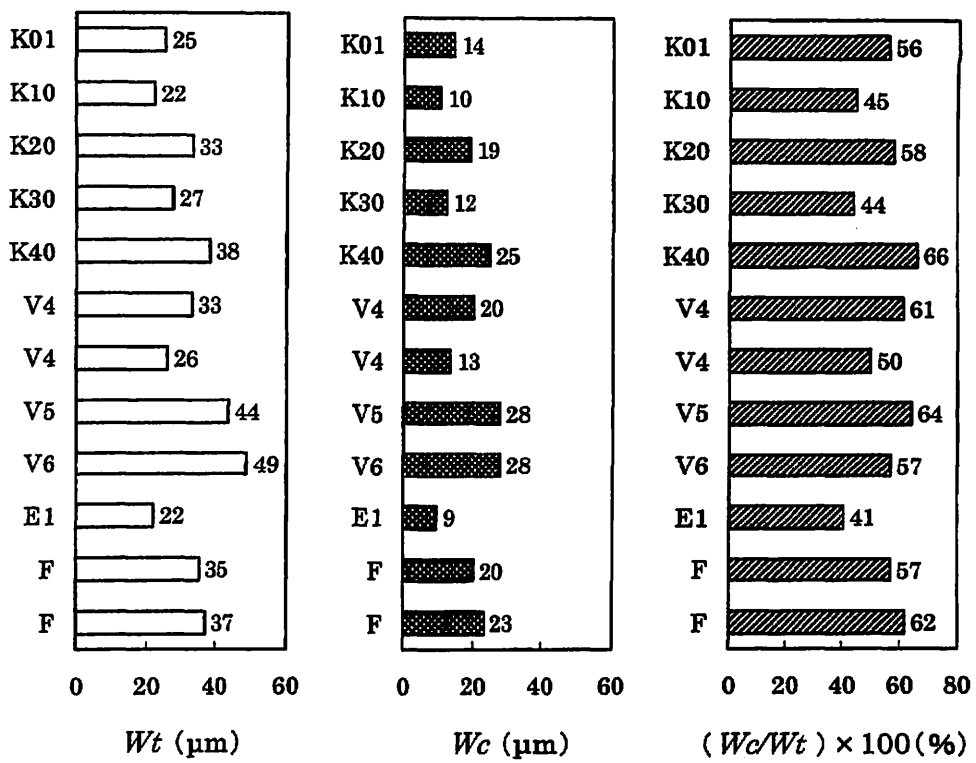


Fig. 5-5. Values of amount of tool wear (*Wt*, *Wc*) and ratio of corrosive wear for twelve kinds of cemented-carbide bit.

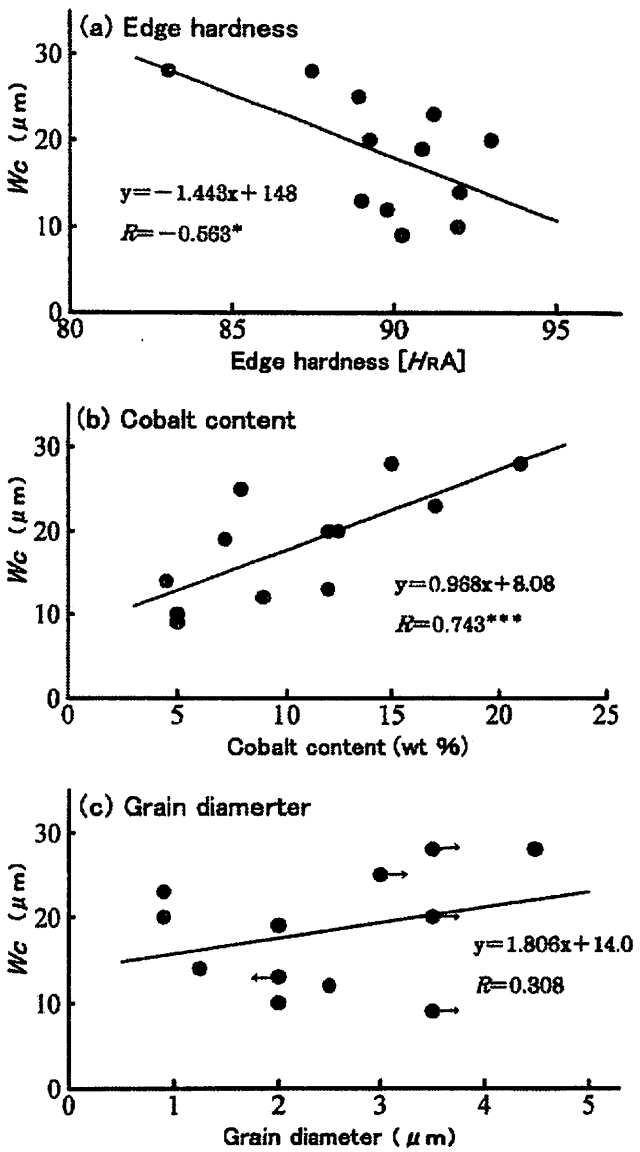


Fig. 5-6. Relations of bit variables to amount of tool wear due to corrosive wear (*Wc*) for twelve bits.

Legend : Same as in Fig. 2-7.

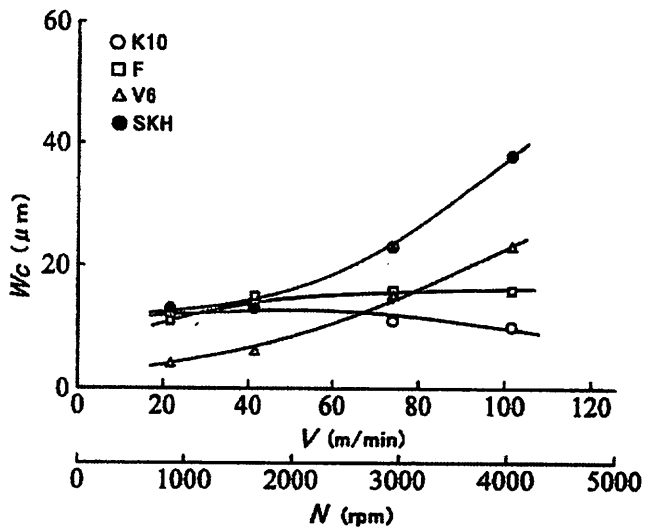


Fig. 5-7. Relations of cutting speed (V) and spindle speed (N) to amount of tool wear due to corrosive wear (Wc) for four bits.

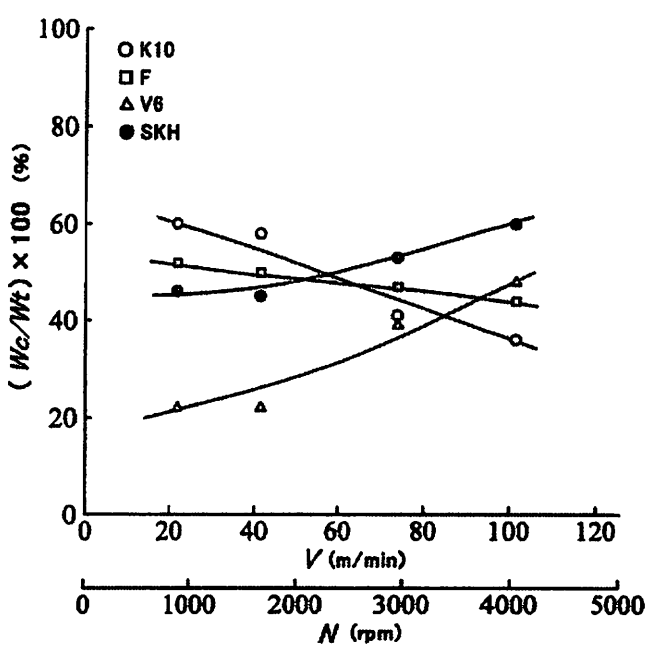


Fig. 5-8. Relations of cutting speed (V) and spindle speed (N) to ratio of corrosive wear ((Wc/Wt) ×100) in normal boring.

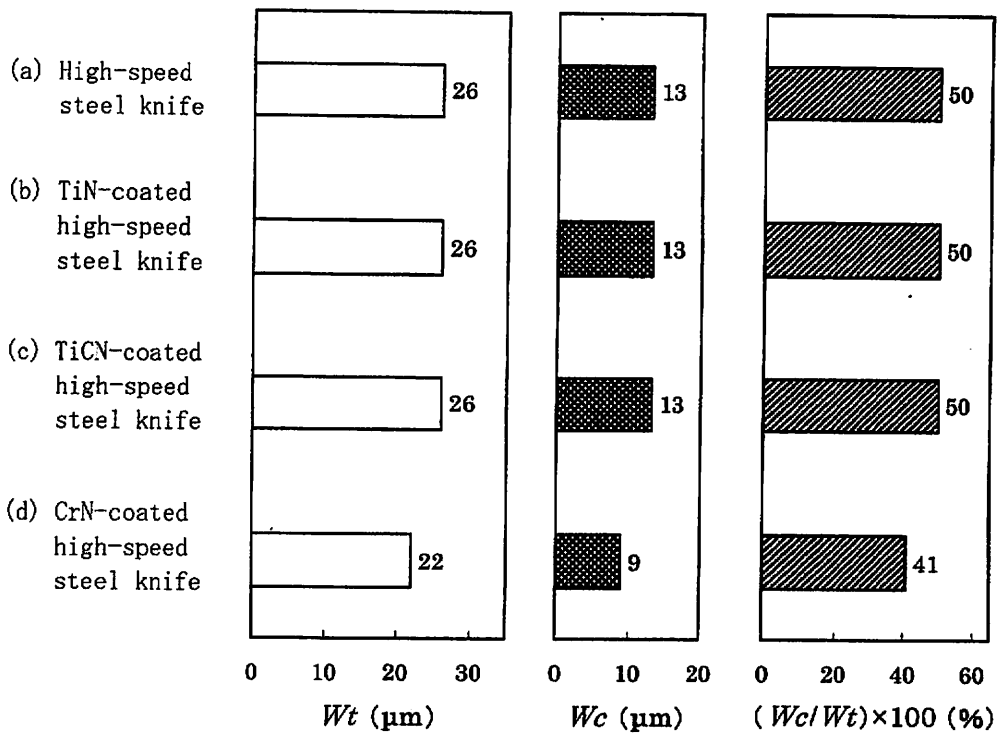


Fig. 5-9. Values of amount of tool wear (*Wt*, *Wc*) and ratio of corrosive wear for four knives.

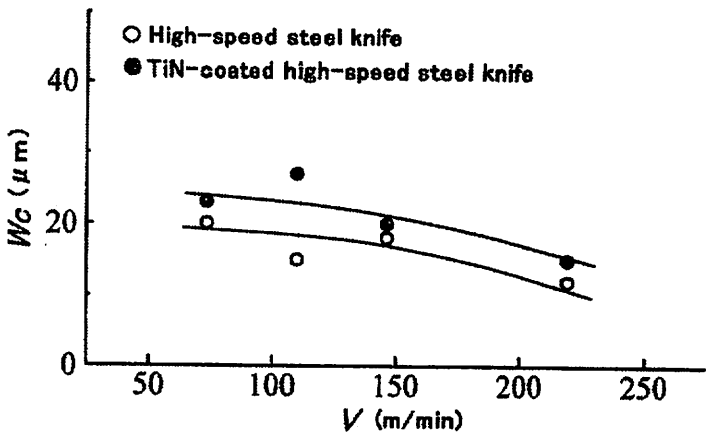


Fig. 5-10. Relation of cutting speed (V) to amount of tool wear due to corrosive wear (Wc).

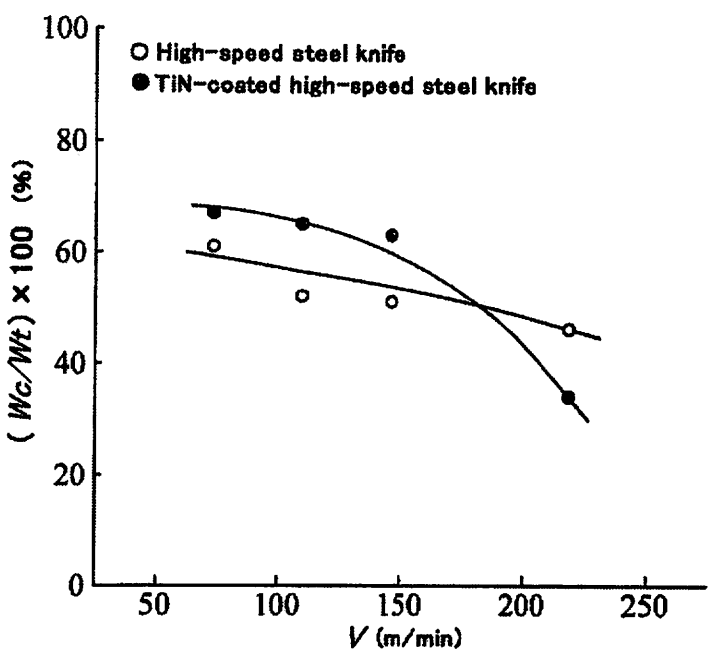


Fig. 5-11. Relation of cutting speed (V) to ratio of corrosive wear ((Wc/Wt) ×100) in normal cutting.

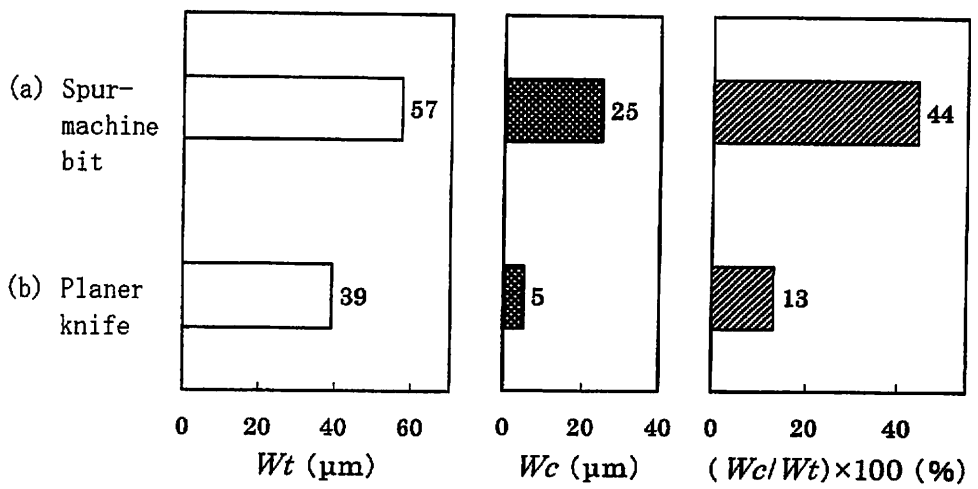


Fig. 5-12. Values of amount of tool wear (*Wt*, *Wc*) and ratio of corrosive wear for spur-machine bit and planer knife.

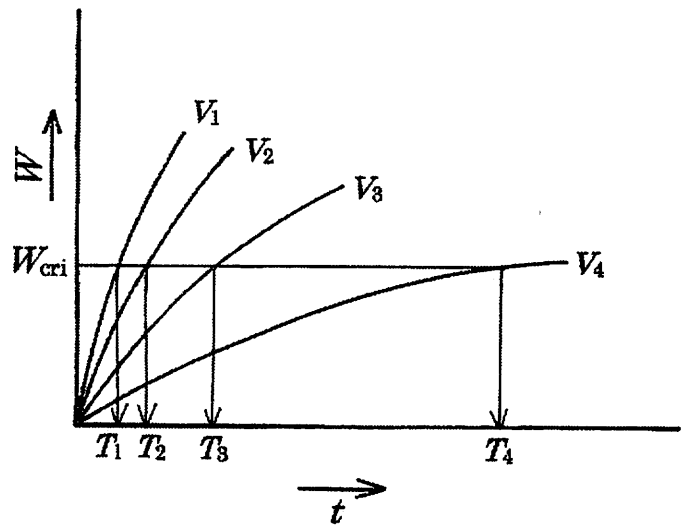


Fig. 5-13. Tool-wear progression (W) curves for determining tool-life (T) at critical amount of tool wear (W_{cri}) for various cutting speeds (V).

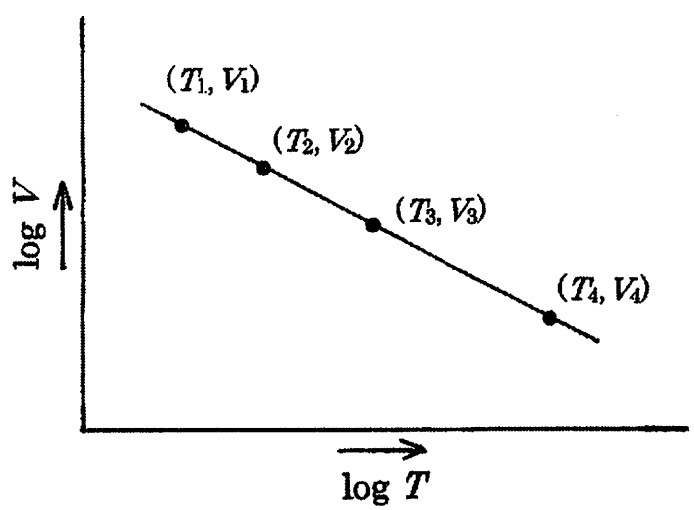


Fig. 5-14. Relationship between tool life (T) and cutting speed (V) for tool-life equation.

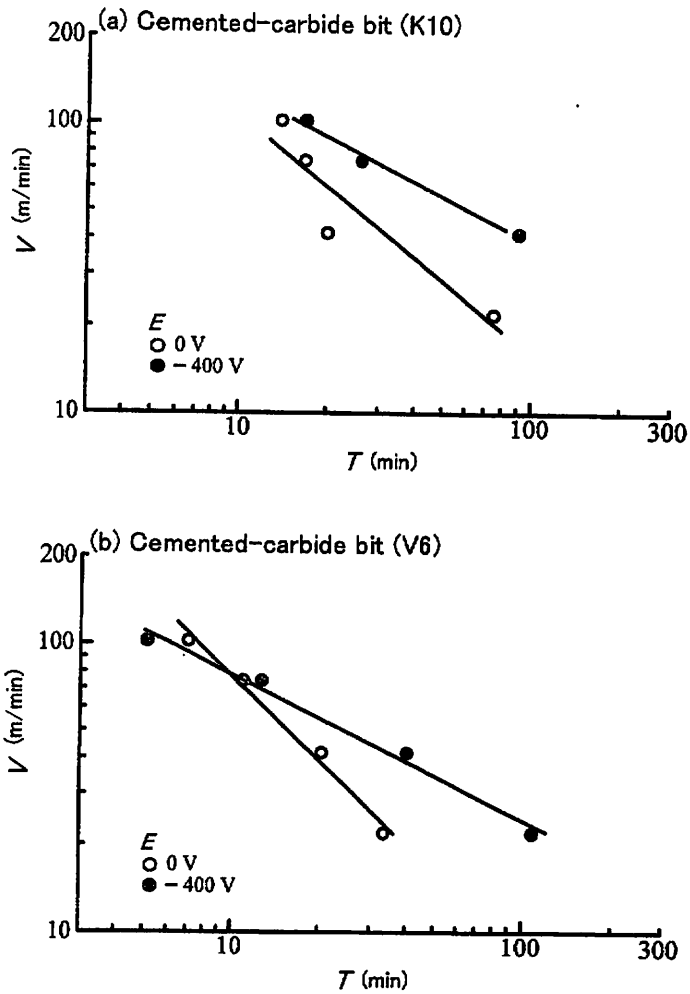


Fig. 5-15(1). Relationships of tool life (T) to cutting speed (V) at two applied electrical-potential (E) of 0 V and −400 V for cemented-carbide bits (K10 and V6).

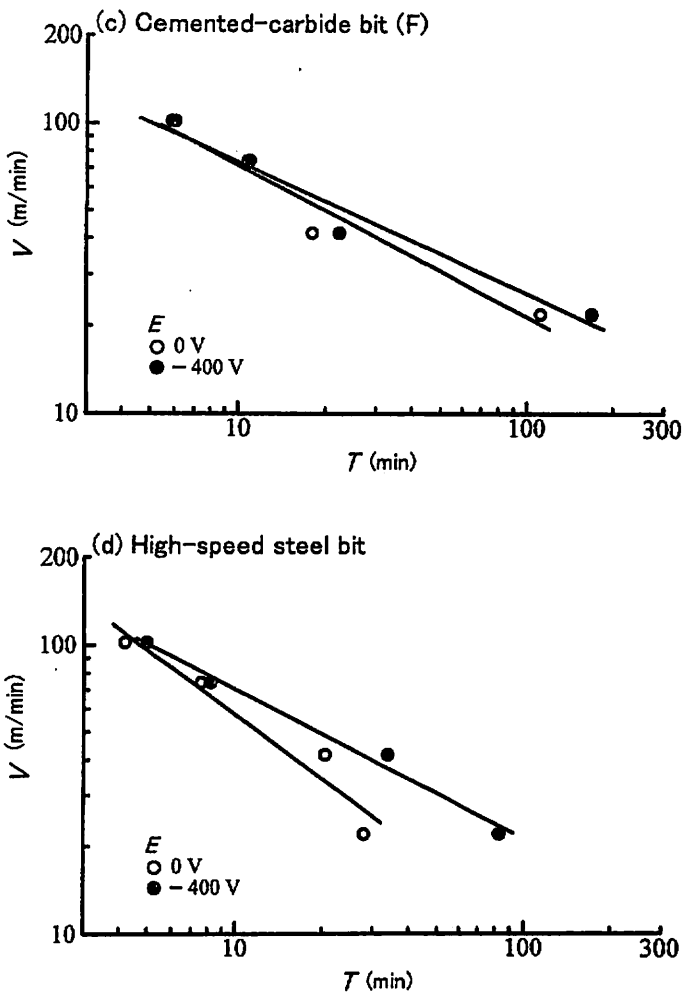


Fig. 5-15(2). Relationships of tool life (T) to cutting speed (V) at two applied electrical-potential (E) of 0 V and −400 V for cemented-carbide bit (F) and high-speed steel bit.

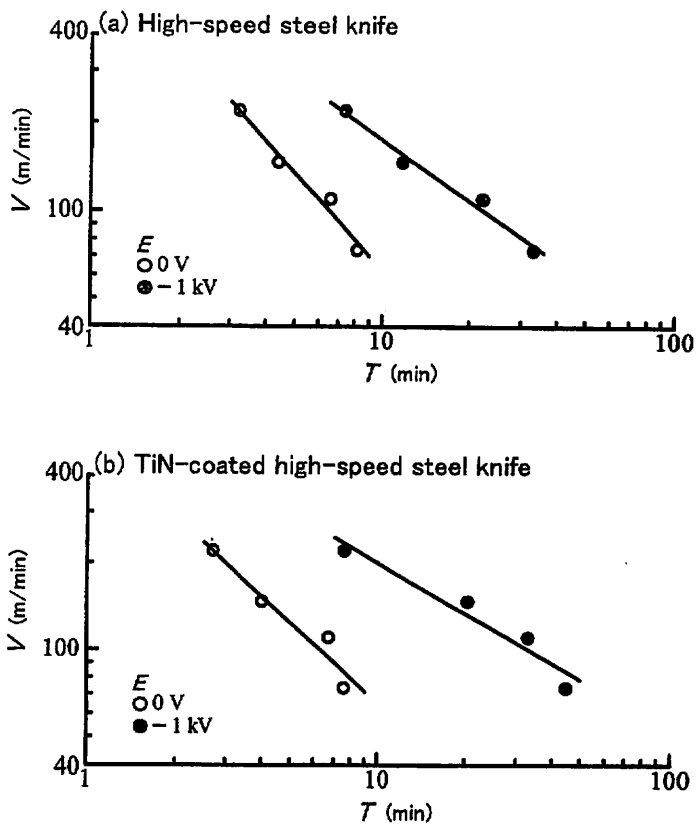


Fig. 5-16. Relationships of tool life (T) to cutting speed (V) at two applied electrical-potential (E) of 0 V and −1 kV for high-speed steel knife and TiN-coated high-speed steel knife .

Table 5-1. Values of ratio of corrosive wear.

Chapter (Paragraph)	Machining process	Work material	Cutting speed (m/min)	Tool material	Ratio of corrosive wear (%)
2 (1)	Boring	Douglas fir (HMC*)	41.5	Cemented carbide (F)	75
				High speed steel	78
				Alloy steel	74
		Melapi (HMC*)	41.5	Cemented carbide (F)	67
				High speed steel	66
				Alloy steel	58
2 (2)	Boring	Douglas fir (HMC*)	41.5	Cemented carbide (K01)	56
				Cemented carbide (K10)	45
				Cemented carbide (K20)	58
				Cemented carbide (K30)	44
				Cemented carbide (K40)	66
				Cemented carbide (V4)	61
				Cemented carbide (V4)	50
				Cemented carbide (V5)	64
				Cemented carbide (V6)	57
				Cemented carbide (E1)	41
				Cemented carbide (F)	57
				Cemented carbide (F)	62
2 (3)	Boring	Douglas fir (HMC*)	21.9	Cemented carbide (K10)	60
				Cemented carbide (V6)	22
				Cemented carbide (F)	52
				High speed steel	46
			41.5	Cemented carbide (K10)	58
				Cemented carbide (V6)	22
				Cemented carbide (F)	50
				High speed steel	45
			74.1	Cemented carbide (K10)	41
				Cemented carbide (V6)	39
				Cemented carbide (F)	47
				High speed steel	53
			101.8	Cemented carbide (K10)	36
				Cemented carbide (V6)	48
				Cemented carbide (F)	44
				High speed steel	60
3 (1)	Planing	Douglas fir (HMC*)	135.4	High speed steel	50
				High speed steel (TiN-coated)	50
				High speed steel (TiCN-coated)	50
				High speed steel (CrN-coated)	41
3 (2)	Planing	Douglas fir (HMC*)	73.2	High speed steel	61
				High speed steel (TiN-coated)	67
			109.8	High speed steel	52
				High speed steel (TiN-coated)	65
			146.4	High speed steel	51
				High speed steel (TiN-coated)	63
			219.6	High speed steel	46
				High speed steel (TiN-coated)	34
4	Boring	Douglas fir (AD**)	41.5	High speed steel	44
	Planing	Douglas fir (AD**)	135.4	High speed steel	13

(HMC*: high moisture content wood, AD**: air-dried wood)

Table 5-2. Values of exponent n and Taylor constant C in tool-life equations in chapter 2.

Chapter	Tool material	n and C in tool-life equation				Range of Cutting speed (m/min)	Feed per revolution (mm/rev)
		E=0 V		E=-400 V			
		n	C	n	C		
2	Cemented carbide (K10)	0.81	680	0.52	420	21.9-101.8*	0.1
	Cemented carbide (V6)	0.98	725	0.50	250	21.9-101.8	0.1
	Cemented carbide (F)	0.52	240	0.45	210	21.9-101.8	0.1
	High-speed steel	0.75	320	0.52	230	21.9-101.8	0.1

(*Range of cutting speed for -400 V : 41.5-101.8 m/min)

Table 5-3. Values of exponent n and Taylor constant C in tool-life equations in chapter 3.

Chapter	Tool material	n and C in tool-life equation				Range of Cutting speed (m/min)	Depth of cut (mm)
		E=0 V		E=-1 kV			
		n	C	n	C		
3	High-speed steel	1.10	790	0.69	850	73.2-219.6	0.1
	TiN-coated high-speed steel	0.93	530	0.58	760	73.2-219.6	0.1

総　括

本研究では，木材切削工具の腐食摩耗特性の解明を図り，木材切削における工具材種の選択や耐食性を考慮した工具開発についての基礎資料を得る目的から，以下に示す実験を行った。

高含水率材の穴あけ加工におけるビット摩耗に及ぼす工具材種の影響を調べるとともに，超硬合金ビットの摩耗に及ぼす合金組成の影響を明らかにした。さらに，超硬合金ビットと高速度鋼ビットの摩耗に及ぼす切削速度の影響を検討した。高速度鋼ナイフと高速度鋼ナイフのすくい面と逃げ面に窒化チタン等を被膜したコーティング高速度鋼ナイフによるベイマツ高含水率材の平削り加工を行い，その摩耗特性を明らかにするとともに，ナイフ摩耗に及ぼす切削速度の影響を調べた。高速度鋼工具によるベイマツ気乾材の平削り加工と穴あけ加工を行い，工具摩耗に及ぼす直流電圧印加の影響を調べた。さらに，鋭利刃と摩耗刃による平削り加工について，切削中の静電気電圧を測定し，工具摩耗の原因としての静電気の関与について考察を試みた。

また，上記の実験結果から，木材切削工具の腐食摩耗特性について考察を行い，さらに，切削速度を変化させた実験結果から，ビットとナイフに直流電圧を印加しない通常切削と直流電圧を印加して腐食摩耗を抑止した場合について，工具の耐摩耗性の評価に用いられている Taylor の寿命方程式を求め，摩耗機構と関連させて考察を行った。

以下に，本研究によって得られた結論を述べる。

1．高含水率材の穴あけ加工におけるビットの摩耗特性

1.1 ビット摩耗に及ぼす工具材種の影響

超硬合金ビット，高速度鋼ビットおよび合金工具鋼ビットを用いて，ビットに0V～－400Vの間で5段階の直流電圧を印加しながら，ベイマツ高含水率材とメラピ高含水率材の穴あけ加工すると，ビット摩耗の進行は両被削材ともに，合金工具鋼ビットが最も速く，ついで高速度鋼ビット，超硬合金ビットの順であり，ビットの刃先硬さの順と一致する。また，いずれのビットも，印加した負電圧の増加に伴って，一定切削長（一定個数）穴あけ加工後のビット摩耗量は，ビット－被削材間に流れた平均電流値が大きくなり，カソード防食法の原理によって腐食摩耗が抑制されるために減少し，次第に一定値に漸近する。

1.2 超硬合金ビットの摩耗に及ぼす合金組成の影響

合金組成の異なる12材種の超硬合金ビットに0Vあるいは－400Vの直流電圧を印加しながら，ベイマツ高含水率材の穴あけ加工をすると，0Vと－400Vのいずれの印加電圧の場合も，ビット摩耗の進行は刃先硬さとコバルト含有率の両因子に強く支配され，刃先硬さが大きいほど遅くなり，コバルト含有率が高いほど遅くなる。また，パーティクルボードやMDFで優れた耐摩耗性を示しコバルト含有率が比較的高い超微粒超硬合金ビットの摩

耗進行は，この腐食環境下ではＫ種超硬合金ビットよりも速く，高含水率材の穴あけ加工ではビットの大幅な寿命延長を期待できない。また，超硬合金ビットの摩耗面は，印加電圧が０Ｖでは腐食作用によるコバルトの溶出と炭化タングステン粒子の離脱がＳＥＭ観察から確認され，とくにコバルト含有率の高い K40 と V6 においてその程度は激しいが，－400 V では腐食摩耗が抑止されて比較的平滑な様相を示す。

1.3 超硬合金ビットと高速度鋼ビットの摩耗に及ぼす切削速度の影響

３材種超硬合金ビットと高速度鋼ビットに０Ｖあるいは－400 Ｖの直流電圧を印加しながら，切削速度を 21.9～101.8 m/min の間で４段階に変化させ，ベイマツ高含水率材の穴あけ加工をすると，各ビットともに，いずれの印加電圧の場合も切削速度が速いほどビット摩耗の進行は速くなる。また，いずれの切削速度の場合もビット摩耗の進行は，刃先硬さの最も小さい高速度鋼ビットが最も速く，ついで V6 超硬合金ビット，超微粒超硬合金ビット，K10 超硬合金ビットの順である。０Ｖの印加電圧の場合，最終切削長（最終穴あけ個数）でのビット摩耗量は，切削速度の増加に伴って K10 超硬合金ビットと超微粒超硬合金ビットでは比較的緩やかに増加するが，高速切削に伴う高い切削熱によって腐食摩耗が促進されやすい V6 超硬合金ビットと高速度鋼ビットでは急激に増加する。力学的摩耗が主体の－400 Ｖの場合，いずれのビット摩耗量も高速回転ほど緩やかに増加し，ビット摩耗量は刃先硬さが小

さいビットほど大きい値を示す。

2．高含水率材の平削り加工におけるナイフの摩耗特性

2.1 高速度鋼ナイフとコーティング高速度鋼ナイフの摩耗

高速度鋼ナイフと，窒化チタン（TiN），シアン化チタン（TiCN），窒化クロム（CrN）の各コーティング高速度鋼ナイフの計４種類のナイフを用いて，ナイフに０Ｖあるいは－1 kV，＋1 kV の直流電圧を印加しながら，ベイマツ高含水率材の平削り加工をすると，最終切削長でのナイフ摩耗量は，いずれのナイフも，＋1 kV では腐食摩耗が促進されるため０Ｖの場合の約３倍の値を示し，－1 kV の印加電圧ではカソード防食法の原理によって腐食摩耗が抑止されるため，０Ｖの場合の約 1/2 倍の摩耗量を示す。０Ｖの印加電圧の場合，高速度鋼ナイフ，TiN コーティング高速度鋼ナイフと TiCN コーティング高速度鋼ナイフでは最終切削長におけるナイフ摩耗量は同じ値を示すが，CrN コーティング高速度鋼は，他のナイフの摩耗量よりも僅かに小さい値を示す。－1 kV でのナイフ摩耗量は，供試ナイフ間で違いが見られず，コーティングによる力学的摩耗の抑制効果は認められない。ＳＥＭ観察から，０Ｖの印加電圧では，CrN コーティング高速度鋼ナイフの剥離幅が最も小さいことが確認され，－1 kV の場合も，CrN コーティング高速度鋼ナイフでは，すくい面先端部でのコーティング薄膜が薄く全体に残っているのが確認され，他のコーティングナイフと特徴が異なる。一方，＋1 kV で

は，いずれのナイフも激しい腐食作用を受けた摩耗面が観察される。

2.2 高速度鋼ナイフとコーティング高速度鋼ナイフの摩耗に及ぼす切削速度の影響

高速度鋼ナイフと TiN コーティング高速度鋼ナイフを用いて，ナイフに 0 V あるいは－1 kV ，＋1 kV の直流電圧を印加しながら，切削速度を 73.2～219.6 m/min の間で 4 段階に変化させてベイマツ高含水率材の平削り加工をすると，両ナイフは切削速度が速いほどナイフ摩耗の進行は速くなる結果を示す。0 V の印加電圧では，両ナイフともに最終切削長でのナイフ摩耗量は切削速度の影響を殆ど受けず，ほぼ一定値を示し，ビットによるベイマツ高含水率材の穴あけ加工と異なる傾向を示す。また，0 V の場合，TiN コーティングによるナイフの大幅な寿命延長効果は，いずれの切削速度においても認められない。－1 kV では，高速度鋼ナイフは切削速度の増加に伴い僅かに増加するが，TiN コーティング高速度鋼ナイフは低速側で一定値を示し，高速側で僅かに増加する。＋1 kV では，ナイフ摩耗機構の主体が腐食摩耗となり，両ナイフともにナイフ摩耗量は高速切削ほど減少し，0 V と－1 kV の場合とは異なる傾向を示す。また，＋1 kV の場合，低速側では TiN コーティングによるナイフの寿命延長効果が認められるが，その効果は切削速度が速くなるに伴って減少する。

3．気乾材の穴あけ加工と平削り加工における工具の摩耗特性

3.1 高速度鋼ビットと高速度鋼ナイフの摩耗

高速度鋼工具を用いて，－2 kV～＋2 kV の間で５段階の直流電圧を印加しながら，ベイマツ気乾材の穴あけ加工と平削り加工をすると，ビット摩耗とナイフ摩耗の進行は，ベイマツ高含水率材切削と同様に，工具側に正の直流電圧を印加すると促進されるのに対し，負の直流電圧を印加すると抑制され，ビットとナイフの摩耗に腐食摩耗が関与していることを示す。加工中に流れた平均電流値は，高含水率材の場合に比べてかなり小さい値を示しているが，気乾材の場合はビットの方がナイフより大きい値を示す。印加電圧が－2 kV での摩耗量は０Ｖの場合を基準にすればビットでは約 3/5 倍，ナイフでは 9/10 倍になることから，穴あけ加工が平削り加工よりも腐食摩耗抑制効果が顕著に現れたといえる。また，ビット摩耗面とナイフ摩耗面のＳＥＭ観察からも，ビットまたはナイフに正の直流電圧を印加すると腐食摩耗が促進され，負の直流を印加すると腐食摩耗が抑制された摩耗面の様相が見られる。

3.2 高速度鋼ナイフの摩耗に及ぼす静電気の影響

鋭利刃と摩耗刃の２種類の高速度鋼ナイフを用いてベイマツ気乾材の平削り加工を行い，切削中にナイフ側に発生する静電気電圧の波形を測定すると，放電がナイフ－被削材間で繰り返し発生しており，静電気電圧は摩耗刃

より鋭利刃の方が高い値を示す。また，鋭利刃と摩耗刃のいずれも，工具側の静電気電圧の平均値は正の値を示すことから，切削時に発生した静電気は，被削材側または切り屑側に電子が移動することによって生じたものといえる。この結果から，工具摩耗に影響を与えると推測される静電気の存在が明らかになった。

4．木材切削工具の腐食摩耗特性に対する考察

4.1 工具摩耗に占める腐食摩耗割合

腐食摩耗に基づく摩耗量を求め，工具摩耗に占める腐食摩耗割合の算定法を記述し，ビットとナイフの腐食摩耗割合を求めた。腐食摩耗割合は，加工方法，工具材種，切削速度の各因子によって大きく影響を受け，被削材が高含水率材か気乾材等によって，さらに，工具に印加した直流電圧の極性によって大幅に変化することから，工具の摩耗機構と関連付けて腐食摩耗特性を考察した。

4.2 Taylor の寿命方程式

切削速度を変化させた実験結果について，工具の耐摩耗性の評価に用いられている切削速度（V）と工具の寿命時間（T）の関係を示す Taylor の寿命方程式（$VT^n = C$）の指数 n と定数 C を求めた。工具の摩耗機構が，被削材と工具材種の組み合わせ，工具に印加した直流電圧，さらに，切削速度の

範囲によって異なることから，得られた指数nの値から摩耗機構を考察した。

以上，本研究により，木材切削工具の腐食摩耗特性が明らかになり，木材切削における工具材種の選択や耐食性を考慮した工具開発についての基礎資料が構築された。

謝　辞

本研究の遂行ならびに論文の作成にあたり，終始変わらぬ激励と懇切丁寧な御指導を賜りました九州大学大学院農学研究院村瀬安英教授に深く感謝の意を表します。

また，本研究の遂行ならびに論文の作成にあたり，終始懇切丁寧な御指導を賜りました広島大学大学院教育学研究科番匠谷薫教授に深く感謝の意を表します。

さらに，本論文の取りまとめに際し，種々貴重な御意見，御指導を賜りました九州大学大学院農学研究院小田一幸教授，藤本登留助教授に深く感謝の意を表します。

最後に，本研究の遂行に際し，多くの御援助，御協力を頂きました九州大学大学院農学研究院大内毅助手をはじめ九州大学大学院農学研究院森林資源科学部門生物材料機能学講座木質資源工学研究室の諸先輩方および学生諸氏に深く感謝の意を表します。

参考文献

1) Kivimaa, E. :
Was ist die Abstumplung der Holzbearbeitungs-werkzeuge?
Holz als Roh-und Werkstoff, 10, 425-428 (1952).

2) Hills, W. E., McKenzie, W. M. :
Chemical Attack as a Factor in the Wear of Woodworking Cutters
Forest Products Journal, 14(7), 310-312 (1964).

3) McKenzie, W. M., Hills, W. E. :
Evidence of Chemical Acceleration of Wear in Cutting Plant Materials
Wear, 8(9), 238-243 (1965).

4) McKenzie, W. M., McCombe, B. M. :
Corrosive Wear of Veneer Knives
Forest Products Journal, 18(3), 45-46 (1968).

5) H. H. ユーリック, R. W. レヴィー, 岡本　剛（監修）, 松田精吾, 松島　巌（共訳）：
腐食反応とその制御（第3版）
産業図書, 東京, 1989, pp. 217-233.

6) 大谷南海男：
金属表面工学（増補版）
日刊工業新聞社, 東京, 1969, pp. 233-252.

7) 社団法人日本材料学会腐食防食部門委員会：
実験で学ぶ腐食防食の理論と応用
晃洋書房, 京都, 1999, pp. 84-89, 286-300.

8) 藤井哲雄：
初歩から学ぶ防錆の科学
工業調査会, 東京, 2001, pp. 170-177.

9) 番匠谷薫, 村瀬安英：
陰極防食法による生材穴あけビットの腐食摩耗抑制効果
日本産業技術教育学会誌, 30(4), 353-357 (1988).

10) 村瀬安英，大野秀一：
横切削における工具の腐食摩耗特性とそのカソード防食効果
木材学会誌，34(5)，382-387 (1988).

11) 村瀬安英，中嶋　章：
横切削における工具腐食摩耗の樹種特性とその支配要因
木材学会誌，36(10)，837-843 (1990).

12) 佐藤公彦：
木工刃物の化学的摩耗とその制御技術による工具寿命延長化へのアプローチ
鳥取木工研，22，18-32 (1987).

13) 鈴木　壽：
超硬合金と焼結硬質材料
丸善，東京，1986，pp.117-127，249-255

14) 佐藤　素，渡邊忠明：
切削加工
朝倉書店，東京，1984，pp.24-27.

15) 狩野勝吉：
データでみる切削加工の最先端技術
工業調査会，東京，1992，pp.51-57.

16) 古賀達是，七沢喜男：
超硬合金丸のこの寿命特性（第１報）
切削諸因子および超硬合金材質の影響
木材学会誌，19(7)，311-316 (1973).

17) Sugihara, H., Okumura, S., Haoka, M., Ohi, T., Makino, Y. :
Wear of Tungsten Carbide Tipped Circular Saws in Cutting Particleboard: Effect of Carbide Grain Size on Wear Characteristics
Wood Science and Technology, 13, 283-299 (1979).

18) 奥村正悟，杉原彦一，横山幸明：
パーティクルボードの旋削における超硬チップの摩耗
材料，30，685-690 (1981).

19) 林　和男：
周刃フライス切削における木材切削用超硬工具の耐久性
木材工業，38(4)，175-181 (1983).

20) 番匠谷薫，福田英昭，萬谷哲朗，村瀬安英：
パーティクルボードとＭＤＦの穴あけ加工における超硬合金ビットの摩耗特性
木材工業，50(9)，413-417 (1995).

21) 狩野勝吉：
データでみる切削加工の最先端技術
工業調査会，東京，1992，pp. 47-61.

22) 村瀬安英，吹野　信，曽我勝明，番匠谷薫：
コーティング高速度鋼工具の腐食摩耗特性
第 42 回日本木材学会大会研究発表要旨集，182 (1992).

23) 番匠谷薫：
木材および木質材料の穴あけ加工における工具寿命（第６報）
国産材および外材における被削性
木材学会誌，32(6)，418-424 (1986).

24) 右田伸彦ほか２名編：
木材化学（上）
共立出版，東京，1968，pp. 458-461.

25) 佐藤公彦，岸　孝雄，西尾　茂：
刃物の化学的摩耗Ｉ　材中フェノールと鉄との反応について
鳥取県工業試験場研究報告，2，20-24 (1980).

26) Stewart, H. A., Srinivasan, S., Stiffler, A. K., Miller, D. B. :
Electrical Discharge When Machining Medium-Density Fibreboard and Tool Wear
Tribology International, 27(5), 343-348 (1994).

27) King, A. F., Stewart, H. A., Mazzola, M. S. :
Electrical Signals Obtained from Turning Tests Performed on Medium-Density Fiberboard
Proceedings of the 12th International Wood Machining Seminar, 92-301(1995).

28) 佐藤公彦：
絶縁切削中に発生する静電気について
第38回日本木材学会大会研究発表要旨集，13 (1988).

29) Kirbach, E., Chow, S. :
Chemical Wear of Tungsten Carbide Cutting Tools by Western Redcedar
Forest Products Journal, 26(3), 44-48 (1976).

30) Klamecki, Barney E. :
Electrical Effects in Woodcutting Tool Wear
Holz als Roh-und Werkstoff, 36, 107-110 (1978).

31) 佐藤公彦，岸　孝雄，西尾　茂：
高含水率材の切削における刃物の摩耗形態　刃先の化学的摩耗２
鳥取県工業試験場研究報告，3，14-18 (1981).

32) 佐藤公彦，岸　孝雄，西尾　茂：
刃物の化学的摩耗Ⅳ　生材切削における刃物の摩耗形態
鳥取県工業試験場研究報告，7，28-31 (1985).

33) 佐藤公彦，花田好正，岸　孝雄，西尾　茂：
木材切削における工具－被削材間の電気化学的作用Ⅰ
鳥取県工業試験場研究報告，7，32-36 (1985).

34) 佐藤公彦，花田好正，西尾　茂：
生材切削における工具摩耗に及ぼす電気化学的作用
木材工業，43(10)，464-469 (1988).

35) 佐藤公彦：
木材切削工具の摩耗と電気化学的作用
木工機械，141，9-12 (1988).

36) 村瀬安英：
木材切削工具の腐食摩耗における工具材種特性
木材学会誌，30(1)，47-54 (1984).

37) 村瀬安英：
木材切削工具の腐食摩耗特性について
木材工業，40(8)，367-371 (1985).

38) 村瀬安英：
木材切削工具の腐食摩耗における工具材種特性（第２報）
木材学会誌，32(8)，596-602 (1986).

39) 村瀬安英，有田広喜：
横切削における工具の腐食摩耗特性とその電気的制御
木材学会誌，33(4)，261-267 (1987).

40) 村瀬安英：
木材切削工具の腐食摩耗の発生機構とその抑止法
木材工業，46(9)，400-406 (1991).

41) 番匠谷薫，森　稔：
木材および木質材料の穴あけ加工における工具寿命（第４報）
ビットの電気化学的摩耗
木材学会誌，30(6)，471-477 (1984).

42) K. Banshoya：
On the Tool Wear of Spur Machine-Bit in Machine Boring of Western Redcedar
Bulletin of the Faculty of Education, Yamaguchi University, 36, 1-9 (1986).

43) Alekseev, A. V.：
The Influence of Electrical Phenomena Which Arise in the Cutting of Wood on the Wear of the Tool
Derev. Prom., 6(8), 15-16 (1957).

44) Stewart, H. A., Shatynski, S. K., Harbison, B., Rabin, B.：
High-Temperature Corrosion of Tungsten Carbide from Machining Medium-Density Fiberboard
The Carbide and Tool Journal, 18(1), 2-7 (1986).

45) Padilla, M. H., Rapp, R. A., Stewart, H. A.：
High Temperature Oxidation of Tungsten Carbide-Cobalt Composites in the Presence of MDF
Forest Products Journal, 41(10), 31-34 (1991).

46) Reid, A. S., Stewart, H. A., Rapp, R. A. :
High-Temperature Reactions of Tungsten Carbide-Cobalt Tool Material with MDF
Forest Products Journal, 41(11/12), 12-18 (1991).

47) Stewart, H. A. :
High-Temperature Halogenation of Tungsten Carbide-Cobalt Tool Material When Machining MDF
Forest Products Journal, 42(10), 27-31 (1992).

48) 福田英昭，番匠谷薫，村瀬安英：
木材切削工具の腐食摩耗特性（第１報）
ビットの腐食摩耗におよぼす工具材種の影響
木材学会誌，38(8)，764-770(1992).

49) 福田英昭，番匠谷薫，萬谷哲朗，村瀬安英：
木材切削工具の腐食摩耗特性（第２報）
超硬合金ビットの腐食摩耗におよぼす合金組成の影響
木材学会誌，40(7)，687-693(1994).

50) Fukuda, H., Banshoya, K., Murase, Y. :
Effect of Cutting Speed on the Corrosive Wear of Cemented Carbide Bits and High Speed Steel Bit
Proceedings of the 13th International Wood Machining Seminar, 751-759(1997).

51) Fukuda, H., Banshoya, K., Murase, Y. :
Characteristics of Corrosive Wear of Coated High-Speed Steel Tools
Bulletin of Faculty of Education, University of the Ryukyus, 64, 207-219 (2004).

52) 福田英昭，三原信一郎，番匠谷薫，村瀬安英：
窒化チタンコーティング木材切削工具の腐食摩耗特性
琉球大学教育学部紀要，60，77-83(2002).

53) 福田英昭，番匠谷薫，村瀬安英：
ベイマツ気乾材切削の工具摩耗に及ぼす電圧印加の影響と静電気電圧の測定
木材学会誌，52(2)，100-106(2006).

54) 番匠谷薫，森　稔：
木材および木質材料の穴あけ加工における工具寿命（第１報）
主軸回転数の影響
木材学会誌，26(2)，74-80 (1980).

55) 番匠谷薫，萬谷哲朗，村瀬安英：
パーティクルボードの穴あけ加工における超硬合金ビットの摩耗特性
第 42 回日本木材学会大会研究発表要旨集，180 (1992).

56) 上田　實：
静電気の事典
朝倉書店，東京，1988，pp. 106-107.

57) Pahlitzsch, G., Jostmeier, H. :
Further Observations on Blunting Behaviour and Effect of Cutting Rate in the Milling of Particleboard
Holz als Roh-und Werkstoff, 22(11), 424-429 (1964).

58) Tsai, G. S. C., Klamecki, B. E. :
Separation of Abrasive and Electrochemical Tool Wear Mechanisms in Wood Cutting
Wood Science, 12(4), 236-242 (1980).

59) 番匠谷薫，森　稔：
木材および木質材料の穴あけ加工における工具寿命（第８報）
ビット寿命方程式に対する考察
木材学会誌，34(3)，214-221 (1988).

60) 古賀達是，七沢喜男：
超硬合金丸のこの寿命特性（第２報）
切削速度の影響
木材学会誌，19(7)，317-322 (1973).

61) 番匠谷薫，森　稔：
木材および木質材料の穴あけ加工における工具寿命（第２報）
工具材種および被削材の影響
木材学会誌，27(8)，640-648 (1981).