

ホブ切り性能向上に関する基礎的研究

松岡, 寛憲

<https://doi.org/10.11501/3132441>

出版情報 : 九州大学, 1997, 博士 (工学), 論文博士
バージョン :
権利関係 :



ホブ切り性能向上に関する基礎的研究

平成 9 年 11 月

松 岡 寛 憲

①

ホブ切り性能向上に関する基礎的研究

平成 9 年 1 1 月

松 岡 寛 憲

目 次

第 1 章	緒 論	1
1.1	本研究の目的	1
1.2	ホブ切り性能向上に関する従来の研究と問題点	3
1.3	本論文の構成	10
第 2 章	平歯車のホブ切り機構の解析	13
2.1	ホブの外周切れ刃の切削機構の解析	14
2.2	切りくずの切取り長さおよび厚さの計算	16
2.3	ホブの各切れ刃の切削分担量の計算	18
第 3 章	舞いツールによるホブの耐久力試験法	21
3.1	舞いツール切削によるホブ切りの置き換えの意義	21
3.2	舞いツール切削試験方法	21
3.3	ホブ切り試験と舞いツール切削試験との対応性	24
3.4	まとめ	31
第 4 章	ホブ摩耗に及ぼすホブ材質の影響	32
4.1	高速度鋼	32
4.1.1	実験条件	32
4.1.2	成分の影響	33
4.1.3	熱処理条件の影響	35
4.1.4	硬さの影響	37
4.2	超硬合金	37
4.2.1	実験条件	37
4.2.2	組成の影響	38
4.3	仕上げ用サーメット	41

4.3.1	実験条件	41
4.3.2	組成の影響	42
4.3.3	仕上げ面粗さ	43
4.4	まとめ	44
第5章	ホブ摩耗および仕上げ面粗さに及ぼす	
	不水溶性切削油の効果	46
5.1	実験条件	46
5.2	切削油基油単体の粘度の影響	47
5.3	切削油の添加剤の効果に及ぼす基油の粘度の影響	49
5.3.1	硫黄系極圧添加剤の効果	50
5.3.2	塩素系極圧添加剤の効果	53
5.3.3	りん系極圧添加剤の効果	54
5.3.4	油性剤の効果	56
5.3.5	添加剤の併用効果	61
5.4	過塩基性スルホネート添加剤の効果	70
5.5	まとめ	74
第6章	切削油添加剤としてのアルコールの効果	75
6.1	実験条件	75
6.2	アルコール添加の効果	76
6.3	切削油の混入水分がホブ摩耗に及ぼす影響	83
6.4	切削油の混入水分に基づくホブの損傷を防止する	
	アルコールの効果	86
6.5	まとめ	92
第7章	ホブ切り用水溶性切削油剤の効果	93
7.1	実験条件	93

7.2	水溶性市販油剤の効果	94
7.3	水溶性切削油剤の組成成分の効果	96
7.3.1	脂肪油の効果	99
7.3.2	塩素系極圧添加剤の効果	100
7.3.3	硫黄系極圧添加剤の効果	101
7.3.4	希釈倍率の影響	104
7.3.5	界面活性剤および鉱油の濃度の影響	107
7.3.6	鉱油粘度の影響	108
7.3.7	合成油の効果	109
7.4	まとめ	115
第8章	オーステンパ球状黒鉛鑄鉄歯車のホブ切り基礎試験	117
8.1	オーステンパ球状黒鉛鑄鉄歯車の特徴	117
8.2	実験条件	118
8.3	オーステンパ球状黒鉛鑄鉄歯車に対する工具損傷	120
8.4	オーステンパ球状黒鉛鑄鉄と合金鋼の歯車材 に対する工具摩耗の比較	120
8.5	オーステンパ球状黒鉛鑄鉄歯車用ホブ形状 と切削条件の特徴	122
8.5.1	すくい角の影響	122
8.5.2	ホブ条数の影響	124
8.5.3	ホブ送りの影響	124
8.5.4	切削速度の影響	125
8.5.5	切削油および圧縮空気の影響	125
8.6	まとめ	128
第9章	結 論	129

1.1 本研究の目的

近年，自動車工業をはじめ多くの工業が急速に発展し，技術開発が進むにつれて，動力伝達の重要な役割をもつ歯車伝動装置は小型軽量化，高速化の傾向があり，また低騒音低振動化の要求に対し，歯車の加工において高精度化が求められている．しかも歯車の生産性を上げる要求も強くなってきている．一般に歯車の加工には，歯車の精度や生産能率の点で有利なホブ切りが多く用いられており，ホブ切り歯車の精度と加工能率を，経済性も考慮に入れて，いかにして向上させるかということが大きな課題となっている．

高精度歯車を高能率で加工するためには，精度のよい剛性の高いホブ盤を使用して，精度のよい耐久性のあるホブで，最適切削条件下で最適切削油剤を用いて加工することが理想である．最近，剛性の高い強力ホブ盤の開発⁽¹⁾⁽²⁾とともに，ホブ材質やホブ製作精度の向上により，ホブ切りにおいて高精度歯車の加工ができるようになりつつある．しかし，生産性を上げるため，高速，重切削となり，切削条件はますます過酷になる傾向にあり，ホブの耐久力はさらに重要な問題となる．

ホブの耐久力に関連する因子は多数考えられ，主なものとしてホブ材質や形状，切削条件，切削油剤，歯車材種，ホブ盤の剛性などが挙げられる．

まず，ホブの耐久力に大きく影響するものにホブ材質がある．ホブは精度を求められる高価な工具であり，歯車の工作精度や生産能率の向上および経済的な点から，できるだけホブの摩耗を少なくすることが必要である．しかし，加工能率を高めるため高速，高送りで切削すれば，摩耗が増加し，切れ刃の後退による歯形の狂い，切削抵抗の増加と熱膨張による歯車やホブおよびホブ盤の変形などにより歯切り精度は低下する．したがってホブの耐久力に関して，最適な切削条件の選定だけでなく，ホブ材質の含有成分や熱処理条件などの根本的な問題を検討し，その切削性能を向上させる必要がある．

次にホブの耐久力に影響する因子として重要なものに切削油剤がある．最近

では、経済性、環境問題の観点から超硬ホブによる乾式切削が試みられているが⁽³⁾、欠けによるホブ切れ刃の安定性や加工熱の問題などから、まだホブ材質の主流は高速度鋼であり、切削油剤は必要不可欠である。切削油剤はホブの耐久力と密接な関係があり、ホブの切削性能を最大限に引き出す重要な役割を持っている。ホブ切りは断続切削を行うフライス削りの一種であるから、切削油剤による冷却は比較的有効に行われる。したがって、主として潤滑性能による工具摩耗の減少とそれに伴う精度の向上が問題となる。

現在、ホブ切りでは工具摩耗と仕上げ面粗さなどの点から不水溶性切削油が専ら使用されている。高速、重切削が行われるために、工具摩耗の減少、仕上げ面粗さの向上および冷却能による歯車精度の向上の点から、性能のよい不水溶性切削油の開発が必要である。一方、不水溶性切削油は引火の危険性、ミストや煙の作業環境の悪化などの点から、歯切り、ブローチ加工などのような比較的低速切削の領域以外では、水溶性切削油剤は使用されているが、ホブ切りなどにおいてもさらに経済性および省資源などの利点から、水溶性切削油剤に対する要求が高まってきている。したがって、不水溶性切削油の研究とともに、工具摩耗および仕上げ面粗さで不水溶性切削油に匹敵する水溶性切削油剤の開発が必要となる。また、切削油剤使用中の作業環境や使用後の廃液による環境汚染などの環境問題に関する要望が増加しつつある⁽⁴⁾。特にここ数年は地球の環境汚染の問題がクローズアップされてきており、切削油剤についても例外ではない。これらの点から極圧添加剤の塩素化合物の使用を減らす傾向にあり、それらに代わる添加剤の開発に対する要求も高まってきている。

動力伝達用歯車には、通常、強靱な鋼が用いられているが、その歯車装置の小型軽量化の要求に対して、鋼に比べて軽量で低騒音低振動、低コストのメリットを持ち、しかも鋼に匹敵する機械的性質を持った高強度のオーステンパ球状黒鉛鑄鉄 (Austempered Ductile Iron, ADI) が焼入れ鋼製歯車に取って替わるものとして注目されており、ADIは中硬度歯車材 ($H_{\text{v}}300\sim350$) に適用することが十分可能であることが報告されている⁽⁵⁾。しかし、ADIは難削材であるため、切削中にホブ刃先が突然損傷し、ホブ切りが困難となるので、歯車材として

の実用化の妨げになっている。オーステンパ処理前にホブ切りをすることも考えられるが、熱処理によって焼入れひずみが発生し、それを取り除く仕上げ加工が必要となるため、オーステンパ処理後にホブ切りを行ったほうが有利と考えられる。その難削材のA D I 歯車の高精度、高能率ホブ切りが可能になれば、鋼歯車に比べて多くのメリットを持つA D I 歯車の実用化ができる。

本論文では、ホブの摩耗を実際のホブで試験するのは、種々の因子が入ってくるので、実験結果の解析を容易にするため、ホブ切りを単純化した舞いツール切削に置き換えることを考え、主に歯車の生産量が最も多い自動車用小形歯車を対象として、ホブの摩耗を減少し、仕上げ面粗さを改善する新しいホブ材質および切削油剤の基礎的研究を行った。また難削材のA D I 歯車のホブ切りを可能にし、さらに高能率切削を目標として、A D I 歯車の安定したホブ切りを実現することは、A D I を焼入れ鋼に勝るとも劣らぬ歯車材として使用できる可能性を与えるものである。

なお、これらの研究成果は大形歯車のホブ切りの場合、またホブ切りに限らず、一般の歯切りにおいても適用でき、ホブの耐久力の向上および低コスト生産に役立つものと思われる。

1.2 ホブ切り性能向上に関する従来の研究と問題点

ホブ材種がその摩耗に及ぼす影響やホブに適した材種については多くの研究論文が発表されている。高速度鋼について我が国で比較的古い文献では、1960年に和栗らが、硬い歯車材に対して、各種高速度鋼製舞いツールの耐久力試験によってホブ材種の選定を行っている。船用減速小歯車としてSNCM447鋼($H_b250, 300, 350$)を、切削速度 20m/min 、送り 1.5mm/rev のホブ切り条件を舞いツール切削試験に置き換えて実験を行っている。当時 H_b250 程度の材料に対してW系のSKH3が摩耗量が少なく、十分削れること、 H_b300 程度の材料に対してW系で、高Vを含むT15(SKH10)が良好であること、 H_b350 の材料に対しては、Mo系のM35(SKH55類似)が摩耗量も少なく優秀であることを示している⁽⁶⁾⁽⁷⁾。和栗らはさらに H_b350 の歯車材に対して、国産のMo系のYXM3(SKH57類似)はM35に匹敵する成績を示すこと⁽⁸⁾、

H_B400 の歯車材に対してもYXM3は摩耗が少ないこと、 H_B500 の歯車材に対しては、YXM3の材種で条数の多い3条ホブでなければ削れないこと⁽⁹⁾を示している。しかしながら、これらの研究では比較的硬い歯車材に対してのホブ材種の選定が行われているが、軟らかい歯車材に対しては未検討であった。また、硬さの異なる歯車材に対して、最適なホブ材種の選定は行っているが、ホブ材質の含有成分の工具摩耗への影響についてはあまり考察されておらず、個々の含有成分の影響を調べることは、ホブの耐久力を向上させる上で必要である。

相浦らは、VとCoの成分を変えた3種類の高速度鋼ホブを用いて、歯車材SCM415 (H_B140)を切削速度120m/min、ホブ送り3mm/revの条件でホブ切りした場合、VとCoを比較的多く含む材質の摩耗が最も少なく、よい成績を示した⁽¹⁰⁾が、ホブ材質の成分の影響については検討されていない。

日本以外の研究論文では、W.Königら⁽¹¹⁾は、VとCoの成分が異なった6種類の高速度鋼ホブを用いてホブ摩耗への影響を調べており、 H_B170 程度の歯車材を用いて、切削速度60から140m/minの範囲で実験を行っている。実験したほとんどのホブ材種は切削速度100m/minで摩耗が最少となる傾向を示しており、ホブ材質の違いによる摩耗の差はあまりない。しかし、これ以外の切削速度ではホブ材質の違いが摩耗へ及ぼす影響が大きく、実験したすべての切削速度を通して、Coを多く含む材質がよく、高速でも切削可能であり有利であるとしている。また、1種類の高速度鋼ホブの焼入れ温度を4通りに変えてホブ摩耗への影響を調べているが、実験データが少ないため、焼入れ温度および硬さとホブ摩耗との関係については明確に示されていない。H.Banasiakらは、ポーランド製の材種4種とスウェーデン製の材種3種の高速度鋼ホブによる寿命試験の結果、ポーランド製の材種のSK5M(SKH55)およびスウェーデン製の材種のWKE46(SKH55)がホブに対して最適であると報告している⁽¹²⁾。しかし、いずれの場合もホブ材種の選定を行っているだけで、成分の影響についてはあまり触れられていない。

粉末高速度鋼(粉末ハイス)ホブも多く用いられるようになり、朝倉らは2種類の溶解材および6種類の粉末材によるホブ切り試験を行い、ホブ摩耗量を比較している。その中で、SKH57相当成分の粉末材は同じ成分の溶解材に比べ、摩耗な

どの切削性能は全く同じであることを示した。また粉末材で、高V、高Coの成分を含有したとしても、ホブ摩耗を少なくすることができなかったとしている⁽¹³⁾。外国では、K.Bouzakisらは、3種類の粉末ハイスホブによる実験結果を報告している。この中でホブ切り条件を変えて実験した結果、いずれの場合にもVを6.5%およびCoを10.5%と多く含むASP60(JISに該当なし)がホブ摩耗は小さいことを示した。1種類のホブ材種の焼入れ温度を3通りに変えて実験した結果、それらの焼入れ温度範囲では組織や摩耗量には影響しない、また2種類のほぼ同じ化学成分の溶解材と粉末材のホブ摩耗の比較では、差は認められなかったとしている⁽¹⁴⁾⁽¹⁵⁾。しかしながら、粉末材はVやCoを多く含むことができ、耐摩耗性および耐熱性に優れているため、ホブ摩耗を少なくすると考えられる。したがって、含有成分や熱処理条件を調べることにより、性能のよい粉末材のホブ材質が開発できるものと思われる。

超硬ホブの材種については、和栗らは、H_B500の歯車材に対して、3種類の超硬合金、1条ホブ、切削速度100m/min、ホブ送り1.5mm/revの条件で舞いツール試験を行った結果、じん性が高い超硬M40材が摩耗が少なく、しかも大きな欠けは起きないと報告している⁽¹⁶⁾。相浦らは、自動車用歯車を対象としたニッケルクロムモリブデン鋼(H_B244)を、5種類の超硬ホブを用いて、1条ホブ、切削速度100, 150, 200m/min、ホブ送り1.5mm/revの条件で、舞いツールによってホブの耐久力試験を行った。その結果、切削速度100m/minではM10がよく、200m/minではP20が良いことを示した⁽¹⁷⁾。また、P20相当材で抗折力など機械的性質を変えた10種類以上の超硬刃付ホブを試作し、S45C(H_B180)の歯車材を、切削速度250m/min、ホブ送り5mm/revでホブ切り試験を行っている。その中で超硬材種の損傷の形態を詳細に観察し、分類して、その対策を施した新しい超硬材種を次々に試作して改良を重ねた結果、高硬度歯車材の超硬ホブ切りにも耐え、あるいは熱亀裂の発生しやすい多条ホブとしても使用できる超硬ホブが製作できるようになったとしている⁽¹⁸⁾。しかしながら、超硬ホブ材種の選定は行っているが、組成や機械的性質のどの因子が効いているのかが明確に示されていない。梅崎らは数種の超硬材種を用いて、調質鋼SCM440(H_B310)を旋盤での断続切削により、仕上げ

ホブ切り用として適切な材種を選定している。その中で、M10はP種に比べて耐摩耗性が劣っており、P10は耐摩耗性は優れている。しかし耐欠損性の点で問題があるとし、刃先は鋭いほうが良い仕上げ面が得られるが、耐久性に問題がある。したがってじん性があり刃先強度の大きい超硬合金を選定する必要があるとしている⁽¹⁹⁾が、ホブ材質の組成の影響については未検討である。

サーメットホブについては、有浦らは従来のサーメットに比べて窒素含有量が多いサーメットを用いて、SCM440 (H_R320) の歯車材を切削速度94および150m/min、ホブ送り1.5mm/revの条件でホブ切りした結果、その材種は欠けやチッピングはいずれの条件においても見られず、断続切削に対する安定性は確認でき、ホブの耐久性および歯面粗さの向上に格段に優れていると報告している⁽²⁰⁾。しかし、組成の影響についてはあまり触れていないようである。

高速度鋼ホブの材種に関する従来の研究報告では、ホブ摩耗に及ぼす含有成分の影響についての論文もあるが、主にホブに適した高速度鋼の材種の選定を行っており、含有成分量を系統的に変えて、ホブ摩耗に及ぼす材質の成分の影響を調べ、検討を加えた論文は少ないようである。現在よく使用されているホブ材質よりもその耐久力をさらに改善するためには、まずホブ摩耗に及ぼす個々の含有成分の影響を調べ、高速、高送りに耐える最適の成分から成るホブ材質を選定することが、ホブの性能を向上する上で大変重要な問題である。また熱処理条件を変えた場合のホブ摩耗への影響、摩耗と硬さの関係を明らかにすべきであるが、これらを取り扱った論文はあまりなく、含有成分とともに熱処理条件の影響、さらに含有成分と熱処理条件などによって決まる硬さとホブ摩耗の関係を調べることは、基本的で重要な問題である。

超硬合金やサーメットホブについても、ホブに適した材種の選定を行った報告があり、実用化されつつあるが、組成を系統的に変えてホブ摩耗あるいは仕上げ面粗さに及ぼす組成の影響についての根本的な検討が不十分であり、最適な組成およびその量を定めることは重要な問題である。また両者とも、過酷な切削条件による刃先の不規則な欠けやチッピングの問題が解決されておらず、組成、硬さ、および抗折力などの総合的見地から検討する必要がある、欠けやチッピングが発

生しない超硬合金やサーメットホブを開発する必要がある。

切削油剤を紹介した著書として、我が国でまとまったものとして一番古いものに古市著の”切削剤”がある。その中で切削油諸性質と切削工具耐久時間、切れ刃面の摩擦状態、切りくずの生成状態および切削温度との関係について述べている⁽²¹⁾。

ホブ切り用切削油剤についても、すでに多くの研究報告がなされている。まず不水溶性切削油について、我が国で比較的古いのは田中の報告⁽²²⁾があり、国産の代表的切削油8種および輸入油2種の歯切り用切削油の性能を比較している。その結果、輸入油（硫黄分2.08%、塩素分0.023%）が歯切り用切削油として最適であるとしている。和栗らは、船用減速歯車材ニッケルクロムモリブデン鋼（ H_B 250～ H_B 500）をYXM3製3条ホブで荒削りするとき、舞いツール試験によって5種類の切削油の中では工具摩耗量は塩素化油が小さいことを示した⁽²³⁾。また9種類の市販の切削油に対する舞いツール試験の結果、 H_B 250および H_B 370の歯車材に対しては塩素化油が良いこと、および H_B 500に対しては硫塩化油が良いことを明らかにした⁽²⁴⁾。さらに切削油基油の粘度指数、粘度、および塩素、脂肪、硫黄、りんなどの添加剤とそれらの添加量の影響および添加剤の相互効果について実験している。その中で、基油の粘度指数および粘度が変化しても、その影響は比較的少ない。塩素は塩素量7%程度が良い成績を示した。脂肪は摩耗を減少するが、塩素との相互効果はあまり見られない。また、硫黄およびりんは摩耗を増加することを明らかにしている⁽²⁵⁾。しかしながら、これらの報告では比較的硬い被削材を対象として切削油の選定を行っているが、軟らかい被削材に対しても最適な切削油が現れることが十分予想され、検討する必要がある。

上野らは亜りん酸塩やりん酸塩などのりん化合物を添加した切削油を用いて、舞いツールにより実験を行ったが、りん化合物はホブ摩耗を大きくし、塩素、硫黄、亜鉛との併用効果もなかったと報告している⁽²⁶⁾。また添加剤を含まない3種類の鉱油類を用いての断続切削では、連続切削で示したほど良い成績を示さない。これらの鉱油類は全体的に見ると塩素を含む切削油よりかなり摩耗は大きい、硫黄やりんを含む切削油より摩耗は少ないとしている⁽²⁷⁾。相浦らは数種の

添加剤について、舞いツール切削試験を行った結果、有機モリブデンを添加した切削油が一番、摩耗が少なく、仕上げ面は有機モリブデンにりん系のTCPなどを適量配合することにより改良される。またホブ盤実機での実験でも有機モリブデン系切削油は従来のホブ切り用切削油の塩素脂肪油よりも成績が良かったと報告している⁽²⁸⁾。豊田は舞いツール実験およびホブ盤での実験において、切削速度が高くなるほど有機モリブデン系切削油は塩素脂肪系切削油と比較して工具摩耗抑制効果があるとしている⁽²⁹⁾。しかしこれらの報告では有機モリブデンの添加量については触れていないので、最適添加量は不明である。E. Burbeckは構造用鋼や合金鋼など6種類の歯車材に対して、数社の石油会社が推奨するホブ切り用切削油剤の商品名を挙げている⁽³⁰⁾。

以上のように最適なホブ切り用切削油剤の選定についての研究報告は多数見受けられるが、切削油剤の添加剤の作用についての考察は少なく、また添加剤の作用機構は不明なところも多く、あまり明らかにされていない。したがって、それらを少しでも解明することが性能のよい切削油剤を開発する上で重要である。そのためには切削油剤の性能を決定すると思われる基油の粘度、添加剤の種類と量などを系統的に変えて詳細に調べる必要がある。また最近、工具摩耗などの一次性能だけではなく、作業環境や環境汚染などの二次性能が、切削油剤を選定する上で重要な要素として取り上げられてきている。したがって、塩素などの有害な添加剤に代わる新しい添加剤の開発に対する取り組みもなされてきており、そのことは将来の切削油剤にとって重要な問題である。

次に水溶性切削油剤について、相浦らは、7種類の水溶性切削油剤を用いて、ホブ盤で、ホブ切り条件（歯車材SCM415(H_B140)とS45C(H_B185)、切削速度100～160m/min)を変えて実験を行った結果、各種タイプの水溶性切削油剤、各種の添加剤は幾分の差はあり、効果はあってもホブの摩耗に関する限り到底不水溶性切削油（有機モリブデン系切削油）には及ばないと述べている。しかし事故発生の危険性、環境衛生の改善などの、ホブ切りの能率向上あるいは経済性とは全く別の観点から、ホブの摩耗は多少犠牲にしても水溶性切削油剤のホブ切りへの適用が増加することが考えられるとしている⁽³¹⁾。赤松らは、量産工場で使用されて

いる油は膨大な量にのぼることを示している。したがって、火災に対する配慮は不可欠であり、切削油も徐々に水溶性に切換えられつつある。最近のホブ盤も水溶性切削油剤が使用できるようにシールなど改良されているものが多いが、ホブ摩耗および歯面精度の面から問題が多く、歯切り加工の分野ではまだあまり使用されていない。しかし早晩水溶性切削油剤を使用することになると報告している⁽³²⁾。野口らは3種類の水溶性切削油剤（ソリューションとケミカルソリューション）と塩素系不水溶性切削油を用いて、ホブ切り実験を行った結果、切削速度100m/min付近を境にして、高速域では、水溶性切削油剤が効果を発揮し、ホブの二番摩耗が減少したことを報告した。このことから、高速域では、水溶性切削油剤の冷却効果が有効に作用しているものと考えられると報告している⁽³³⁾。吉岡らは、水溶性切削油剤は、工具寿命の点では、不水溶性切削油よりも劣ると言われているが、実際の歯車の生産ラインのように、管理される歯車材硬さの幅も広く、切削油剤の管理も十分に行われていない状態では、冷却性が大きくクレータ摩耗からの異常摩耗を抑える水溶性切削油剤の使用が工具摩耗上有利となる場合もあり得ると思われると述べている⁽³⁴⁾。

高速、重切削が行われる現在では、不水溶性切削油では引火の危険性、ミストや煙による作業環境の悪化をもたらす。また、経済性、および省資源などの点からも、水溶性切削油剤が使用されようとしているが、まだ工具摩耗、仕上げ面粗さや機械保全への悪影響および油剤の腐敗などの問題があり、その使用には至っていない。水溶性切削油剤についての研究も少ない。したがって、添加剤の成分など基本的要素を系統的に変えて、ホブ摩耗および仕上げ面粗さで不水溶性切削油に匹敵する性能をもつ水溶性切削油剤を開発する必要がある。

歯車材について、高強度のオーステンパ球状黒鉛鑄鉄ADIを歯車材に用いようとする研究が行われている。歯車の曲げ強さ⁽³⁵⁾⁽³⁶⁾、面圧強さ⁽⁵⁾やピッチング強度⁽³⁷⁾の点では十分歯車材として適用できるが、ADIは難削材であるため、ホブ刃先がすぐに損傷し、その完全な防止策については未解決であり、ホブ切りが困難なことが大きな問題である。しかし、ADIの高能率ホブ切りが可能になれば、高強度球状黒鉛鑄鉄の特徴を生かした低騒音、低コスト、および軽量

で高精度の歯車を得ることができる⁽³⁸⁾。A D I のホブ切りに関する研究は少なく、上野・井上らが報告している程度であり、その中で、ホブの逃げ角を大きく取れば、ホブ刃先の損傷も起こらず、またほとんど摩耗も進行しないことを示した。また、切削条件を選べばホブ切りの可能性が高いとし、歯車精度もよく、ホブ切り後そのまま使用するのに十分な精度と考えられるとしている^{(39)~(41)}。しかし、安定してホブ切りができる最適な切削条件の選定については未検討である。

A D I を歯車材として使用するためには、まずホブの損傷が起こらず、ホブ切りが可能でなければならない。低速では、ホブ刃先の損傷もなく、ホブ切りが可能であるが、生産性の点で問題がある。したがって、ホブ切りされた歯車の精度を向上し、できるだけ生産性能を上げ、ホブの損傷もなく、安定したホブ切りができる切削条件の選定が必要である。

1.3 本論文の構成

本論文では、ホブ切り性能向上を目的として、ホブ切りを単純化した舞いツール切削により、特にホブの耐久力と切削性能に関連があるホブ材質および切削油剤の問題点について重点的に研究を行った。また歯車材として十分使用可能であるが、難削材のオーステンパ球状黒鉛鋳鉄を取り上げ、難削材に対するホブの耐久力向上について研究を行った。

第1章緒論では、ホブ切り性能向上に関する従来の研究を示し、この場合に生じる問題点の指摘を行い、これらの問題点を解決するために行った本研究の内容について述べた。

第2章では、平歯車の普通ホブ切りにおける外周切れ刃の切削機構について解析を行い、各切れ刃が削り出す切りくず(uncut chip)の切取り長さと厚さ、および切削分担量を計算した。

実際のホブ切りでは、ホブ摩耗などに影響を与える因子が複雑に入ってくる。また、ホブの摩耗を実際の歯車でホブ切り条件をいろいろ変えて実験することは難しい。第3章ではホブ切りを単純化した舞いツール切削に置き換えることを考

えた。すなわち、第2章で求めたホブの外周切れ刃が出す切りくずの長さ×厚さの中で、最大の切りくず(長さ×厚さが最大)を出す切れ刃の損傷が最も大きくなるものとして、それと同じ形状の切りくずをフライス盤で出させることを考えた。またホブ切り試験結果と舞いツール切削試験結果との間には対応性があることを確認し、舞いツール切削試験の結果は、実機のホブ切りでも十分適用できることを示した。したがって、以下本論文での実験は舞いツール切削により行った。

第4章では、舞いツールにより、まず高速度鋼ホブの材質について、含有成分を系統的に変えて、ホブ摩耗に及ぼす成分の影響を調べ、摩耗を少なくする成分とその量を明らかにし、各成分の働きについて検討を行った。さらに熱処理条件のホブ摩耗への影響および硬さとホブ摩耗との関係を明らかにし、最適の熱処理条件および硬さを求めた。次に超硬ホブの材質について、組成を系統的に変えてホブ摩耗に及ぼす組成の影響についての検討を行い、欠けやチッピングの発生がなく、摩耗を少なくする組成とその量を明らかにし、組成の作用について考察を行った。またサーメットホブの材質については、ホブ摩耗および仕上げ面粗さに及ぼす組成の影響を調べ、仕上げホブとして使用できる一指針を与えた。

第5章では、不水溶性切削油の基油の粘度と極圧添加剤の種類やその量など基本的な因子を系統的に変えて、基油の粘度の影響および添加剤の効果に及ぼす基油の粘度の影響を、舞いツール切削により調べ、最適の基油の粘度および添加剤を求めた。また、ホブ摩耗発生のメカニズムをトライボ化学の視点から検討を行い、各添加剤の作用機構を明らかにしようとした。さらに作業環境や環境汚染の問題となる塩素系の添加剤に対して、その使用を減らすことを目的に、添加剤の併用効果を調べ、ホブ摩耗などの一次性能を向上するとともに、塩素系の添加剤の添加量を減らすことにより作業環境などの二次性能の向上を試みた。

塩素に代わる新添加剤の研究が試みられているが、この添加剤よりも性能が良い添加剤は今のところなく、塩素は現在も使用されている。しかし、著者は過塩基性スルホネートに着目し、それらの種類と量について系統的に調べ、性能の良い添加剤があることを明らかにした。

第6章では、添加剤として低級アルコールに着目し、それらの種類と添加量を

系統的に変えて、アルコールがホブ摩耗および仕上げ面粗さに及ぼす効果を、舞いツール切削により調べ、最適なアルコールの種類およびその添加量を明らかにした。また、ホブ切り用切削油に水分が不可避免的に、あるいは管理不十分などによって混入する場合があると考えられる。切削油に水分が少量混入すると、特に高速においては、刃先が大きく損傷し、多量の混入水分あるいは水100%の場合よりも被害が大きいことを明らかにした。しかしながら水分による刃先の損傷を低級アルコールを適量添加することにより、完全に防止し、しかもその上、水分混入前の切削油よりも摩耗を少なくすることを明らかにした。

第7章では、水溶性切削油剤について、成分や希釈倍率などを系統的に変えて、それらが不水溶性切削油に比べて劣ると考えられているホブ摩耗および仕上げ面粗さに及ぼす影響を、舞いツール切削により調べ、不水溶性に近い性能、さらには勝る性能をもった硫黄系の水溶性切削油剤を開発し、その適用範囲を明らかにした。

第8章では、歯車材として注目されているが、難削材のオーステンパ球状黒鉛鋳鉄(A D I)のホブ切りにおいて、ホブ刃先の損傷も起こらず、安定してホブ切りができるホブすくい角および切削速度やホブ送りなどの切削条件を、舞いツール切削により明らかにし、A D I 歯車を削れる見込みがついた。

第9章では、本研究の結論と総括を述べる。

第2章 平歯車のホブ切り機構の解析

歯車の精度を向上し、能率よくホブ切りを行うためには、ホブの耐久力を改善することが必要である。そのためには基礎としてホブの切削状況の解析、切りくず形状や各刃の切削分担量の解析などが必要である。しかし、ホブは多くの切れ刃で、それぞれの刃の異なった切削箇所で行いながら歯車を削り出し、しかも一つの刃でも刃形上の場所によって切削状態が異なっている。またホブ切りは、切りくず断面積が切れ刃の進行につれて変化するフライス削りであり、ホブの切削機構は極めて複雑である。

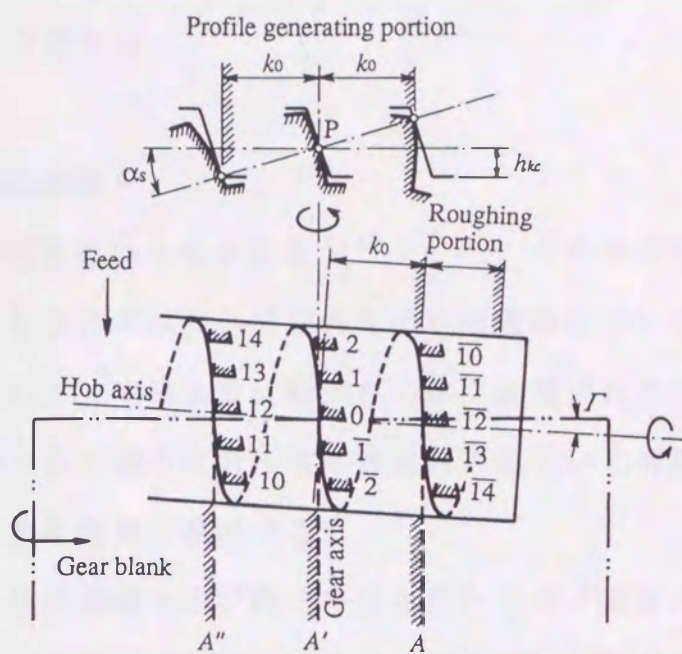


図2.1 平歯車のホブ切り

図2.1は1条、右巻ホブで平歯車を普通ホブ切りする場合の説明図で、ホブは歯車材の向こう側にあつて、向こう側の歯溝を削っているものとする。ホブの各切れ刃には図のように番号を付け、向こう側の歯溝Aはホブが回転しながら、下に送られるにつれて、例えば切れ刃・・・14, 13, 12, ...によって順次削られ右から左へと進む。それに応じて図のAの歯溝は左に進み、ホブが1回転で歯溝A'の位置にくる。

ホブはホブ軸と歯車軸との共通垂線のところで最も深く切込み、歯切りピッチ点Pはこの線上にある。共通垂線とホブ軸との交点Oを原点にとると、Oは歯形創成の中心となり、その左右におのおの k_0 の歯形創成部がある⁽⁴²⁾。共通垂線上にある切れ刃は創成の中心の刃となる。

$$k_0 = \frac{h_{kc} \cos \beta}{\tan \alpha_n \cos \Gamma}$$

但し, h_{ke} : ホブの歯末のたけ

α_n : 歯直角圧力角

β : ねじれ角 $= 0^\circ$

Γ : ホブの取り付け角 $= -\gamma$ (γ はホブの進み角)

この歯形創成部の外方側の食付き側で荒削りを行う。歯溝の大部分の肉は荒削りで削られ、ホブの寿命もこの部分で決まる。

2.1 ホブの外周切れ刃の切削機構の解析

ホブ切りの切削機構に関する研究報告はいくつかある^{(43)~(45)}。その中で和栗ら⁽⁴⁴⁾は、はすば歯車のホブ切りにおけるホブ外周切れ刃の切削理論について詳しく計算式を示し、解析を行っている。本論文では和栗らのホブ外周切れ刃の切削理論に基づき、主として平歯車のホブ切りにおける外周切れ刃について解析を行った。ここではその計算法の概略を簡単に説明する。

図2.2のように x , y , z 軸をとり、共通垂線とホブ軸との交点 O からホブ軸方向に k の距離 (k : 負の値) にある外周切れ刃上の点 P が、歯車材に半径方向に切り込んでいく様子を調べる。 y は歯車軸から矢印の方向にとる。まず、 P 点が A 点を中心として回転し、水平線と ϕ の角度をなすとき P 点の座標は次式で表される。

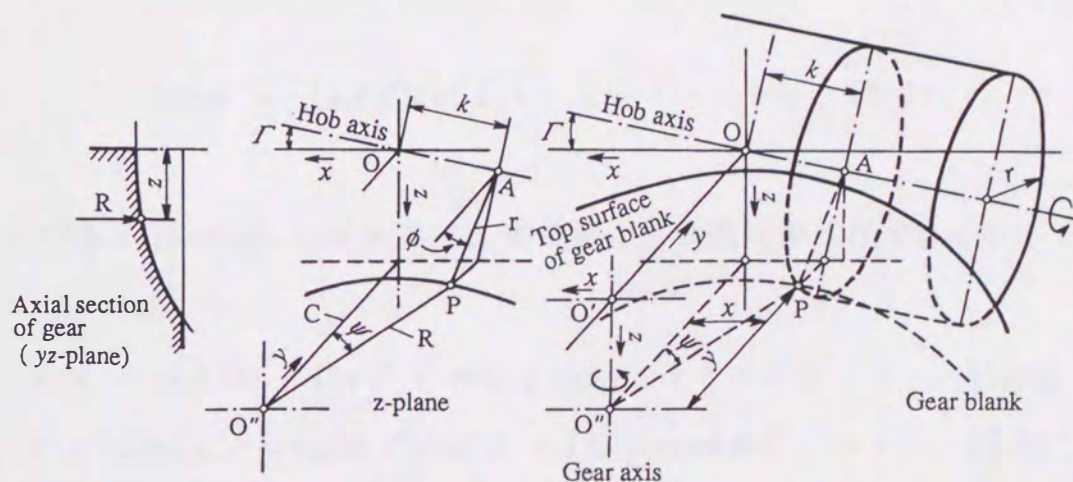


図2.2 外周切れ刃の切削状況の解析

$$x = k \cos \Gamma - r \sin \phi \sin \Gamma = R \sin \psi \cdots \cdots (2.1)$$

$$y = C - r \cos \Gamma = R \cos \psi \cdots \cdots (2.2)$$

$$z = k \sin \Gamma + r \sin \phi \cos \Gamma \cdots \cdots (2.3)$$

但し, Γ : ホブ取り付け角 ($\Gamma = -\gamma$ とし, γ はホブの進み角)

r : ホブの外半径

ϕ : APがAを通りホブ軸に垂直な水平線となす角

R : 歯車材の中心線からP点までの半径

C : 中心間距離

ψ : P点の yz 平面からの回転角

P点の軌跡, すなわち外周切れ刃の軌跡を z と R で表すと次のようになる.

$$z = k \sin \Gamma + r \sin \phi \cos \Gamma \cdots \cdots (2.3)$$

$$R^2 = (k \cos \Gamma - r \sin \phi \sin \Gamma)^2 + (C - r \cos \Gamma)^2 = x^2 + y^2 \cdots \cdots (2.4)$$

k, r, Γ, C を与えて, ϕ を変えることにより z と R を求める.

歯底線の形を知るには(2.3)(2.4)式で示される曲線群の包絡線を求めればよいので, (2.3)(2.4)式より次の関係を得る.

$$\tan \phi = (k/C) \cot \Gamma \cdots \cdots (2.5)$$

よって(2.3)(2.4)(2.5)式を連立させて解くと歯底線の式が求まる.

$$z = C \tan \phi \tan \Gamma \sin \Gamma + r \sin \phi \cos \Gamma \cdots \cdots (2.6)$$

$$R^2 = (C \tan \phi - r \sin \phi)^2 \sin^2 \Gamma + (C - r \cos \phi)^2 \cdots \cdots (2.7)$$

2.2 切りくずの切取り長さおよび厚さの計算

図2.3に示すように，平歯車を切削する場合，歯底と歯車材1回転前の歯底の間の肉が歯車材1回転ごとに下の方から順次削り取られる．ホブの右端の切れ刃がまず働き，順次ホブの中心に近い切れ刃は働くようになる．すなわち，各切れ刃の切削は歯車材1回転前の歯底線との交点より始まり，大部分の切れ刃は歯車材外周との交点で切削が終わる．中心付近の切れ刃は歯底線との接線で切削が終わり，この部の切れ刃の切削量はわずかである．

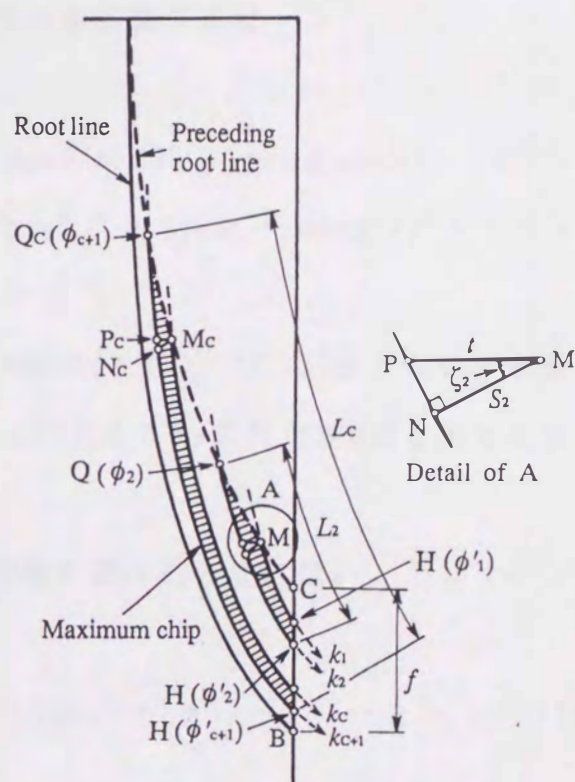


図2.3 切りくずの長さおよび厚さの計算

ホブの創成中心より k_1 の距離にある切れ刃の画く曲線 MH を k_1 切れ刃曲線とすると， k_1 切れ刃曲線の式は，

$$z_1 = k_1 \sin \Gamma + r \cos \Gamma \sin \phi_1 \quad \dots \dots \dots (2.8)$$

$$R_1^2 = (k_1 \cos \Gamma - r \sin \Gamma \sin \phi_1)^2 + (C - r \cos \phi_1)^2 \quad \dots \dots \dots (2.9)$$

次の切れ刃 k_2 の距離にある切れ刃の画く曲線QHを k_2 切れ刃曲線とすると、 k_2 切れ刃曲線の式は、

$$z_2 = k_2 \sin \Gamma + r \cos \Gamma \sin \phi_2 \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot (2.10)$$

$$R_2^2 = (k_2 \cos \Gamma - r \sin \Gamma \sin \phi_2)^2 + (C - r \cos \phi_2)^2 \cdot \cdot \cdot \cdot (2.11)$$

k_2 切れ刃曲線と歯車材外周との交点Hを求めるために、(2.11)式で $R_2 = R_0$ (外半径)とおくと、交点Hにおける k_2 切れ刃の回転角 ϕ_2 が計算できる。

次に歯車材 1 回転前の歯底線の式は

$$z_f = C \tan \phi_f \tan \Gamma \sin \Gamma + r \sin \phi_f \cos \Gamma - f \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot (2.12)$$

$$R_f^2 = (\tan^2 \phi_f \sin^2 \Gamma + 1)(C - r \cos \phi_f)^2 \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot (2.13)$$

で表され、 k_2 切れ刃曲線の(2.10)、(2.11)式とから、両曲線の交点Qにおける z の値を求め、さらに(2.11)式より k_2 切れ刃がQ点を削るときの回転角 ϕ_2' が計算できる。

k_2 切れ刃曲線の切削長さQH= L_2 とすれば、

$$L_2 = r(\phi_2' - \phi_2) \cdot \cdot \cdot \cdot \cdot (2.14)$$

切りくずの厚さを近似的に次のようにして求める。切りくずの厚さは図2.3を拡大した作図(A部詳細)で求められる。 k_1 切れ刃曲線と歯車材 1 回転前の歯底線の式との交点Mから歯車軸に垂直な方向にMPを引き、 k_2 切れ刃曲線との交点Pにおいて k_2 切れ刃曲線に接線を引き、その接線にM点から下した垂線MNの長さを S_2 とする。 S_2 はPNの長さに対してホブの直径が十分大きいから近似的に切りくず厚さと考えてよい。

S_2 を計算するために、まずMP= t の長さを求める。M点を削るときの k_1 切れ刃の回転角 ϕ_1 は(2.12)、(2.13)式で表される歯車材 1 回転前の歯底線と(2.8)、

(2.9)式で表す k_1 切れ刃の画く曲線との交点として求められる。このM点における ϕ_1 からM点の z 軸方向長さ z_m を(2.8)式で計算し、(2.10)式に入れて k_2 切れ刃曲線上P点における切れ刃の回転角 ϕ_P を計算する。

M点、P点の歯車材半径方向長さをそれぞれ R_M 、 R_P とすると、 R_M の値は(2.9)式に ϕ_1 を代入して求め、 R_P の値は(2.11)式の ϕ_2 の代わりに ϕ_P を代入して計算できる。

$$t = R_M - R_P \cdots \cdots (2.15)$$

次にP点における k_2 切れ刃曲線の接線が z 軸となす角を ξ_2 とすると、 k_2 切れ刃曲線の式(2.11)から

$$\tan \xi_2 = \frac{dR}{dz} = \frac{(C - r \cos \phi_P) \tan \phi_P - (k_2 \cos \Gamma - r \sin \Gamma \sin \phi_P) \sin \Gamma}{R_P \cos \Gamma} \cdots \cdots (2.16)$$

ただし、 ϕ_P はP点における切れ刃の回転角、したがって、切りくずの厚さは、

$$S_2 = t \cos \xi_2 \cdots \cdots (2.17)$$

このようにして、切削に関与する外周切れ刃が出す切りくずをすべて計算することができる。

2.3 ホブの各切れ刃の切削分担量の計算

外周切れ刃の各刃が歯車材をどう切削し、また切削量が各切れ刃にどう分担されているかについて解析を行った。

本論文で対象とした歯車とホブの一つの代表例を表2.1に示す。ホブ送り1.0mm/revで切削したときの各刃の出す切りくずの長さ L 、厚さ S および $L \times S$ を図2.4に

示す。また同じ諸元の
歯車とホブを用いて切
削速度90m/min, ホブ
送り1.0mm/revで, 歯
車9個切削した場合の
ホブ摩耗を図2.5に示
す。ホブ摩耗として,

表2.1 歯車とホブの諸元

Gear		Hob	
Module	3	Module	3
Pressure angle	20°	Pressure angle	20°
Number of teeth	42	Lead angle	4° 35' 18"
Helix angle	0°	Form	3-thread, Right hand
Pitch diameter	126 mm	Size	φ118×125×φ40
Face width	40 mm	Rake angle	0°
Cutting depth	6.75 mm	Number of gashes	12
Tooth profile	Full depth tooth	Gash	Straight

ホブ外周切れ刃の中央部が出す切りく
ずの長さおよび厚さを計算したので,
その位置に生じる中央摩耗を示す。ま
た, 刃先丸み部と側面切れ刃の境界に
比較的大きな角摩耗が生じるため, ホ
ブの寿命も角摩耗によって決まる場合
が多いので, 角摩耗についても示す。

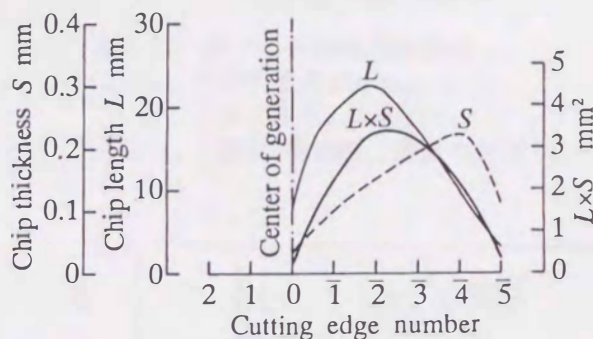


図2.4 ホブ外周切れ刃が出す切りくず長さ L , 厚さ S , および切削分担量 $L \times S$ (ホブ送り1.0mm/rev, 普通ホブ切り)

図2.4と図2.5を比較した場合, $L \times S$ の

傾向と中央摩耗および角摩耗の傾向はよく合い,
切削負担の大きい-2番刃, すなわち $L \times S$ の大き
い切れ刃での摩耗が大きいことがわかる。

図2.6は, ホブ送り3.0mm/revの場合の切りくず
長さ L , 厚さ S および $L \times S$ を示す。これと同じ条件
で, 切削速度90m/min, 歯車9個切削した場合のホ
ブ摩耗を図2.7に示す。図2.6と図2.7を比較した
場合, 切削負担の大きい-3番刃, すなわち $L \times S$
の大きい切れ刃での摩耗が大きいことがわかる。

図2.8に, ホブ送り3.0mm/rev, 切削速度70m/min,

歯車9個切削した場合のホブ摩耗を示す。この場合も切削負担の大きい切れ刃での
摩耗が大きい。

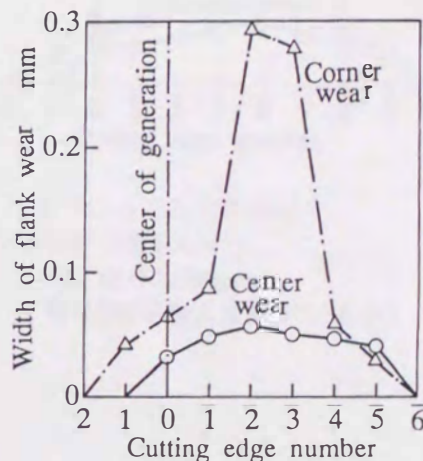


図2.5 ホブの各切れ刃の摩耗 (切削速度90m/min, ホブ送り1.0mm/rev, 歯車9個切削, 普通ホブ切り)

計算した切りくず形状は中央摩耗の発生位置に対応しているが, 切削条件を変

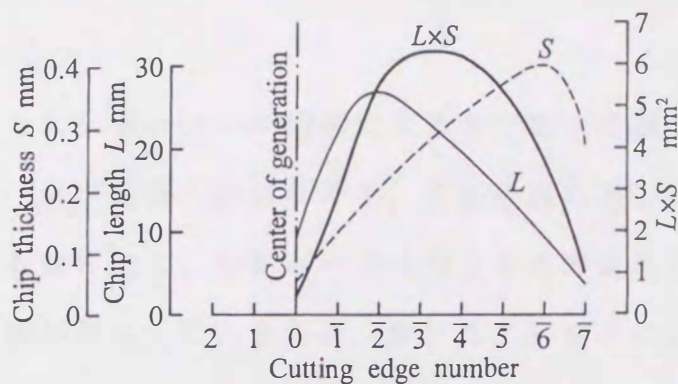


図2.6 ホブ外周切れ刃が出す切りくず長さ L 、厚さ S 、および切削分担量 $L \times S$ (ホブ送り3.0mm/rev, 普通ホブ切り)

えても外周切れ刃が出す切りくずの $L \times S$ の大きい切れ刃は、角摩耗も大きな値を示しており、傾向がよく合っていることがわかる。したがって、外周切れ刃が出す切りくず形状から、中央摩耗だけではなく、角摩耗幅の大小を予測することが十分可能である。実際にホブの各刃の摩耗は、このような傾向を示すので、ホブの外周切れ刃が出す切りくず長さ L と厚さ S から求めた $L \times S$ が最大となる切れ刃で損傷が最も大きくなる。このことからホブ摩耗の比較検討ができると考えられる。

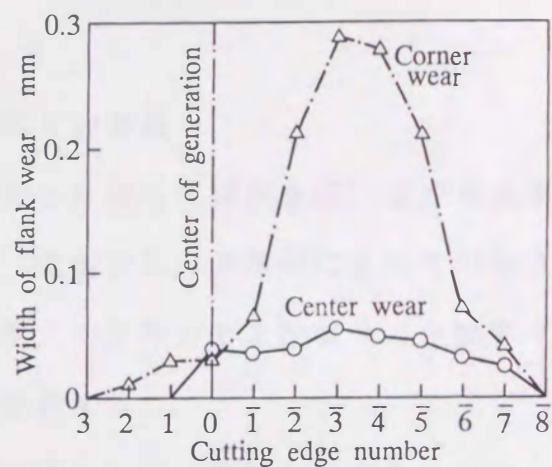


図2.7 ホブの各切れ刃の摩耗 (切削速度90m/min, ホブ送り3.0mm/rev, 歯車9個切削, 普通ホブ切り)

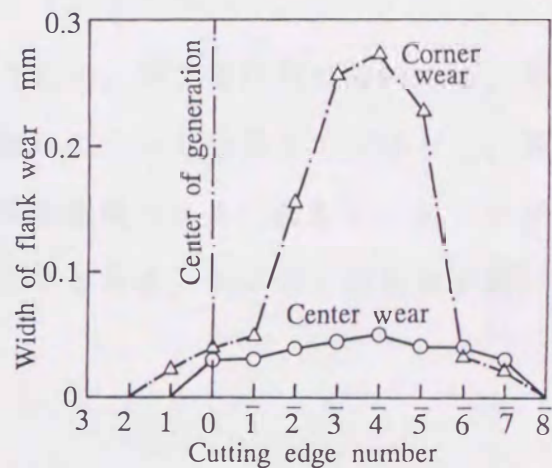


図2.8 ホブの各切れ刃の摩耗 (切削速度70m/min, ホブ送り3.0mm/rev, 歯車9個切削, 普通ホブ切り)

3.1 舞いツール切削によるホブ切りの置き換えの意義

ホブは多くの切れ刃で、それぞれの刃の異なった箇所では切削を行いながら歯車を削り出し、しかも一つの刃でも外周切れ刃、側面切れ刃の場所によって切削状態が異なっているため、ホブの1回転中に切削力の主分力および背分力が変動するだけではなく、ホブの軸方向に生ずる力も変動する。

またホブ切りでは、数刃が同時に働くので全体としての切削力は大きくなり、その変動量も大きい。工具も被削材も一定の回転運動をしながら切削が行われるので、アーバ、ワークテーブルなどのバックラッシュや回転むらがあると切れ刃を横からたたたく形になる。

このように実際のホブ切りは創成運動を行うため、ホブ切れ刃の摩耗には、影響を与える因子が複雑に入ってくる。また、歯車について数多くホブ切りし、最適のホブ材質、切削油剤などの比較試験は事実上困難である。ゆえに、個々の要因をとりあげて調べ、実験結果の解析を容易にするため、ホブの1刃を表す舞いツールで置き換えることを考えた。

3.2 舞いツール切削試験方法

図3.1(a)はホブ切りにおけるホブ刃先が切り出す切りくずの形、(b)は横フライス盤での舞いツール切削の様子を示したものである。フライス盤において適当な切込み h とテーブル送り f' を与えるとホブの1刃が削る切りくずと同じ長さおよび厚さの切りくずを出させることができることを示す。

すなわち図3.1(b)において、刃先の回転半径を r とすれば、切りくず長さ L は、

$$L = r\theta$$

であるから、フライス盤での切込み深さ h は、

$$h = r(1 - \cos \theta)$$

テーブル送り f' は、

$$f' = S/\sin \theta$$

にすればよい。ただし S は切りくずの厚さである。

したがって L , S , r がわかれば、フライス盤においての h と f' が計算できる。

そして歯車1個の切削につき、ホブの総回転数 n は、

$$n = \frac{z}{z_h} \cdot \frac{(A + b)}{f}$$

但し, z : 歯車の歯数

z_h : ホブの条数

A : 切り始めの距離 (mm)

b : 歯車の歯幅 (mm)

f : ホブの送り (mm/rev)

ここで、平歯車の切り始めの距離 A は、次の関係にある。

$$A = \sqrt{W(dc - W)}$$

ただし, dc : ホブの外径 (mm)

W : 切込み深さ (mm)

ゆえに、歯車1個のホブ切りに相当する舞いツールの切削溝長さ l は

$$l = f'n$$

となる。これにより舞いツールによるホブの耐久力試験ができる。

$L \times S$ が最も大きい外周切れ刃の損傷が最大になると考えて、フライス盤上で舞いツールにこれと同じ形状の切りくずを出させるような切削を行わせた。そしてホブが歯車1個を削り終わるまでの回転数と同じ回数だけ舞いツールを働かせれ

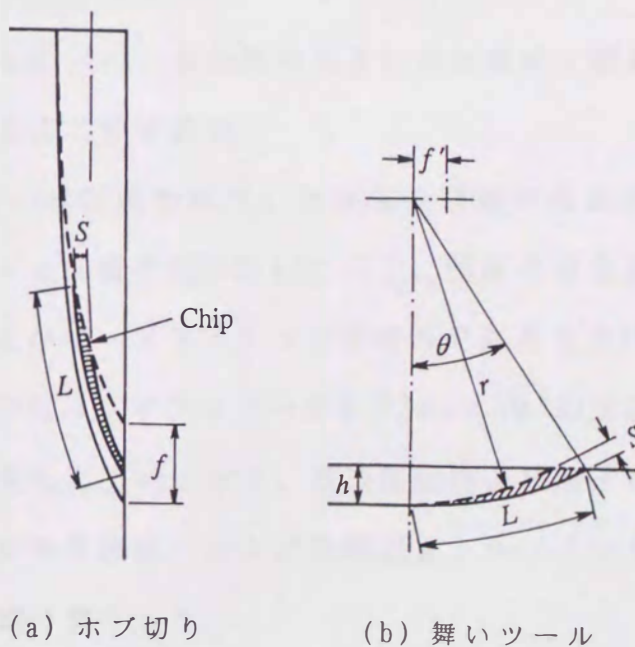
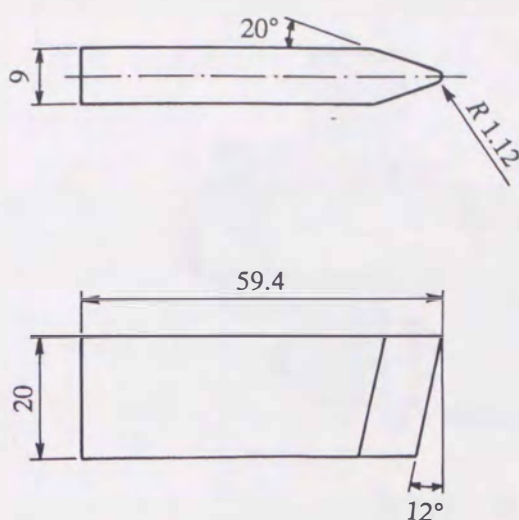
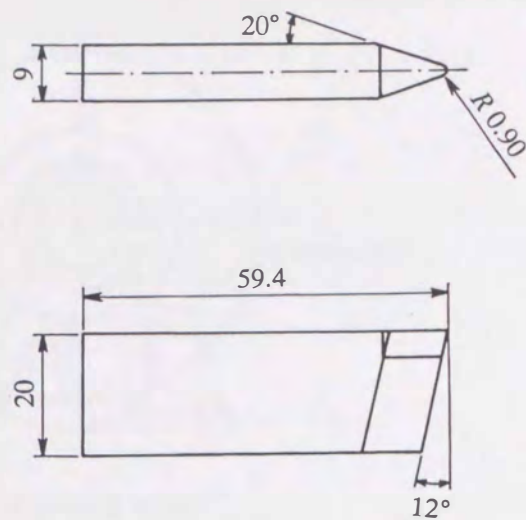


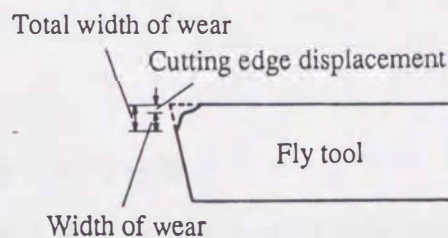
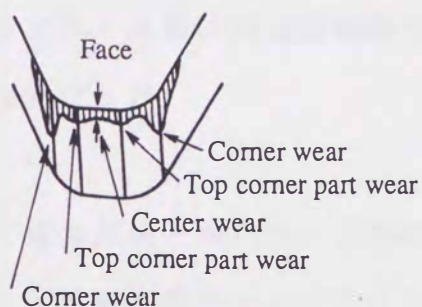
図3.1 ホブ切りとフライス盤での切削の関係



(a) 高速度鋼製舞いツール



(b) 超合金製および
サーメット製舞いツール



(c) 刃先の損傷

図3.2 舞いツールの形状寸法，および損傷

ば，切りくずの形状，働く回数ともホブの一番負担の大きい刃が歯車1個を削るのと全く同じ条件の切削を行わせることができる。

舞いツールの形状寸法について，本研究で使用した高速度鋼製の代表例を図3.2(a)に，超合金製およびサーメット製を図3.2(b)に示す。超合金製およびサーメット製舞いツールは超硬およびサーメットチップをそれぞれろうづけした。超合金およびサーメットの切れ刃はハンドラッパーで $0.03\text{mm} \times 30^\circ$ の面取りを行った。舞いツールの刃先の損傷を図3.2(c)に示す。高速度鋼および超合金の場合は外周切れ刃の中央摩耗と外周角部摩耗，および角摩耗を，サーメットの場合は側面切れ刃の摩耗を工具顕微鏡で測定した。

舞いツールを図3.3に示すような取付具でフライス盤のアーバに取り付けて用いた。

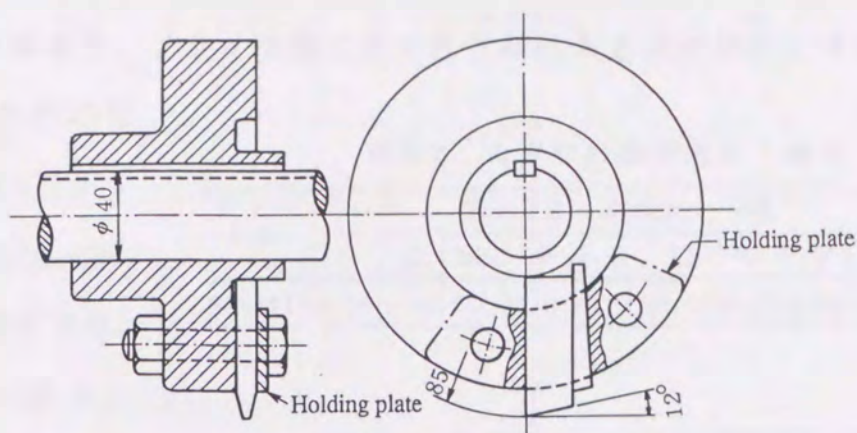


図3.3 舞いツールの取付具

被削材は長さ500×幅100×厚さ100mmである。

使用したフライス盤は日立精機製作所製2MF形(万能型)で、アーバ径を40mmに太くして頑丈にした。

3.3 ホブ切り試験と舞いツール切削試験との対応性

舞いツール基礎試験ではホブの1刃を表す舞いツールにホブの外周切れ刃が切削する切りくずと同じ切りくずを出させて、理論的には全く同じ切削を行わせた。しかし、ホブ切り試験には影響を与える条件が複雑に入ってくるので、ホブ切り実験と現象を単純化した舞いツール試験の結果がどの程度まで一致するかを調べる必要がある。ここではホブと舞いツールは材質、モジュール、圧力角、すくい角などの諸元をそろえ、被削材は歯車材、舞いツール試験用被削材ともに溶解炉の同一チャージから製作したものである。切削条件としては普通ホブ切りとし、切削速度、ホブ送り、切削油を

そろえた。実験の対象とした歯車とホブは2.3節の表2.1に同じである。ホブ

表3.1 ホブ切りと等価のフライス盤での実験条件

Hobbing				Fly tool cutting on milling machine			
Condition		Size of maximum chip				For cutting corresponding to the gear	
No. of threads z_h	Feed of hob f mm/rev	Length L mm	Thickness S mm	Feed of table f' mm/rev	Depth of cut h mm	Revolution n	Length of groove to be cut l m
3	1.0	22.38	0.15	0.58	2.93	944	0.55
	3.0	23.57	0.27	0.99	3.25	315	0.31

の外周切れ刃の最大切りくず(切取り長さ L と厚さ S の積 $L \times S$ が最大である切りくず)の長さと厚さと、フライス盤でのそれと同じ大きさの切りくずを舞いツールに出させるための切

削条件を表3.1に示す。

ホブと舞いツール

の材質は高速度工具

鋼SKH55相当である。

コーティングしないものとTiNコーティングしたものを
用いた。歯車材および舞いツール試験用の被削材はクロムモリブデン鋼SCM415で、その化学成分と硬さを表3.2に示す。ホブ盤は榎藤鉄工所製KR-601汎用ホブ盤、およびフライス盤は日立精機製2MF形(万能形)を使用した。切削油は塩素化脂肪系切削油(塩素分7%, 脂肪油分13%, さび止め剤なし)を用い、ホブには27l/min, 舞いツールには2.4l/minの割合で、1刃当たりの注油量が等しくなるように、しかも十分に注いだ。ホブ切りの方法は平歯車を普通ホブ切りで、1度切りした。

図3.4はSKH55のノンコーティングホブを用いて、切削速

表3.2 歯車材の化学成分と硬さ

Kind	Chemical composition %									Brinell hardness HB
	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	
SCM415	0.15	0.19	0.71	0.015	0.015	0.01	0.02	0.98	0.18	143

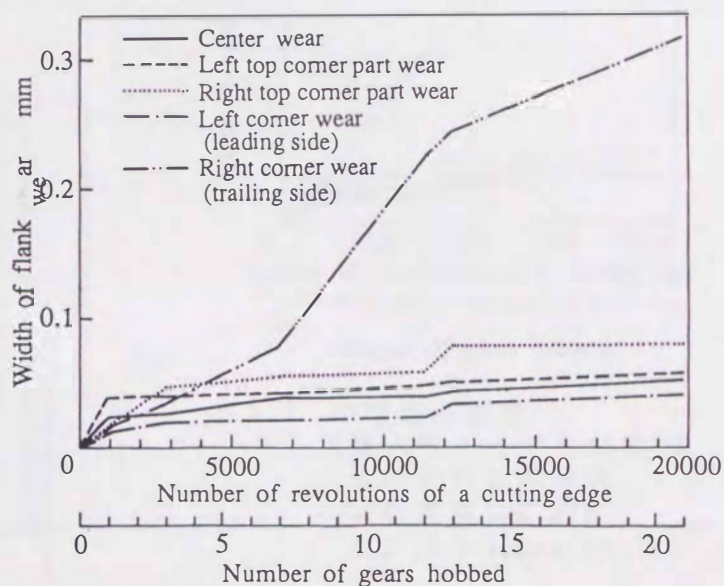


図3.4 ホブ切り試験
(最大切りくずを出す-2番の切れ刃の摩耗, 切削速度30m/min, ホブ送り1.0mm/rev)

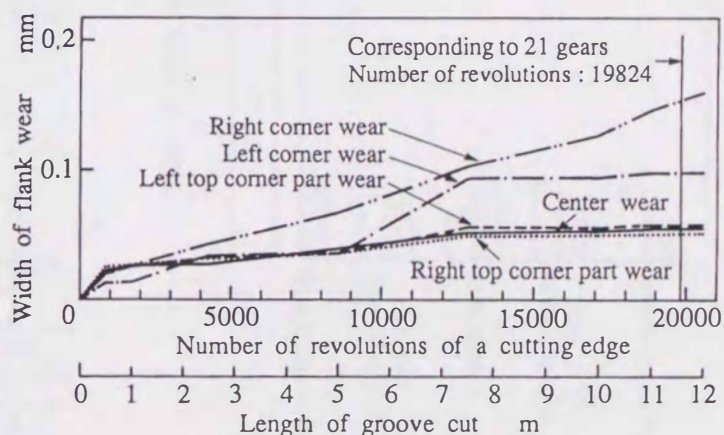


図3.5 舞いツール切削試験
(切削速度34m/min, ホブ送り1.0mm/rev)

度30m/min, ホブ送り1.0mm/revで, 平歯車21個をホブ切りした場合の, 最大切りくずを出す-2番の切れ刃が19824回切削するまでの摩耗経過曲線を示す. この最大切りくずを出す-2番の切れ刃の切削を舞いツールに行わせた実験結果が図3.5である. ただし切削速度は34m/minである. 歯車21個分, 19824回の切削を行った時の舞いツールの摩耗をホブの-2番の切れ刃の摩耗と比

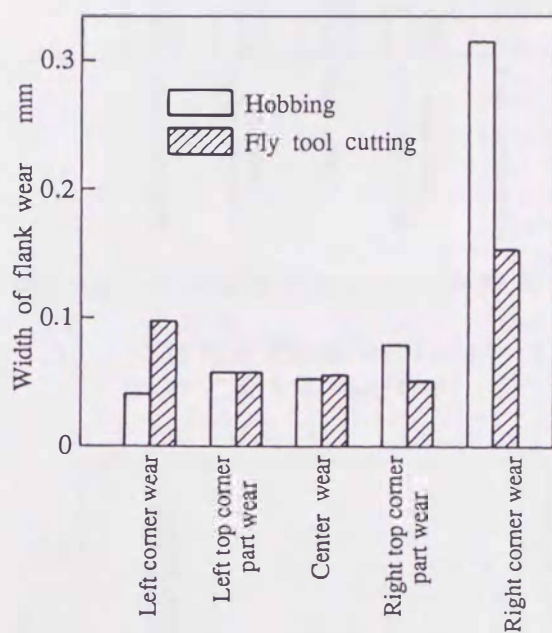


図3.6 ホブ摩耗と舞いツール摩耗の対応 (ノンコーティング, 切削速度30m/min(34m/min), ホブ送り3.0mm/rev)

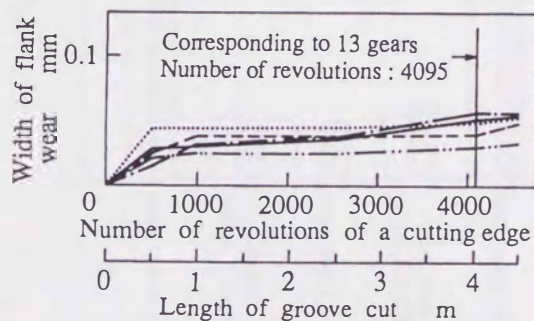


図3.7 舞いツール切削試験 (切削速度34m/min, ホブ送り3.0mm/rev)

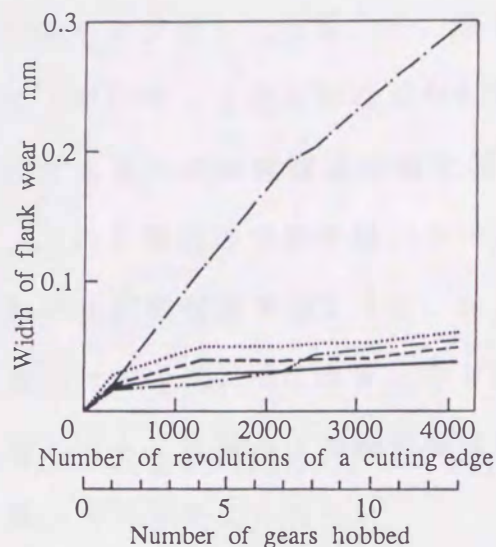


図3.8 ホブ切り試験 (最大切りくずを出す-3番の切れ刃の摩耗, 切削速度30m/min, ホブ送り3.0mm/rev)

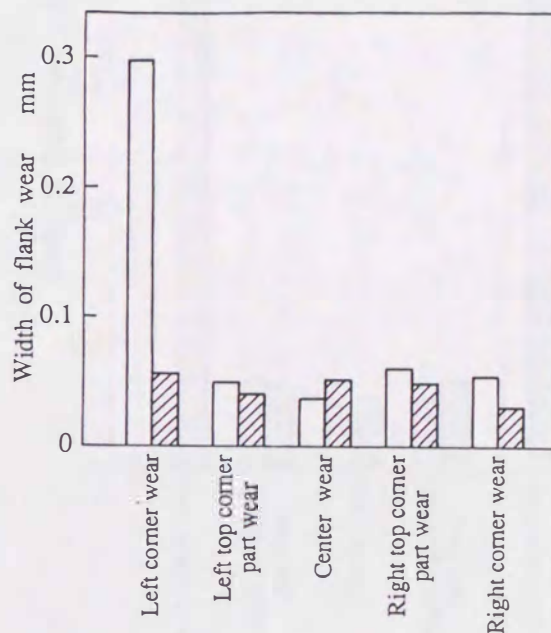


図3.9 ホブ摩耗と舞いツール摩耗の対応 (切削速度30m/min(34m/min), ホブ送り3.0mm/rev)

較したのが図3.6である。切りくずの長さおよび厚さは外周中央摩耗の発生位置に合わせているので、外周逃げ面摩耗幅、特に外周中央摩耗幅は両者の実験において非常によく合うことがわかる。

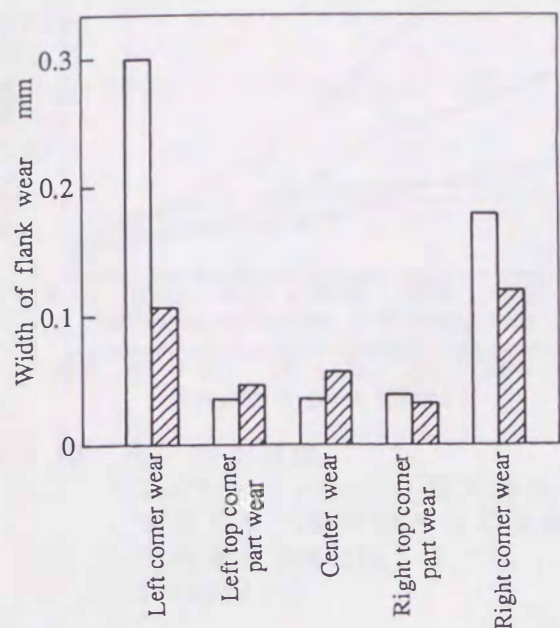


図3.10 ホブ摩耗と舞いツール摩耗の対応
(切削速度50m/min(47m/min),
ホブ送り3.0mm/rev)

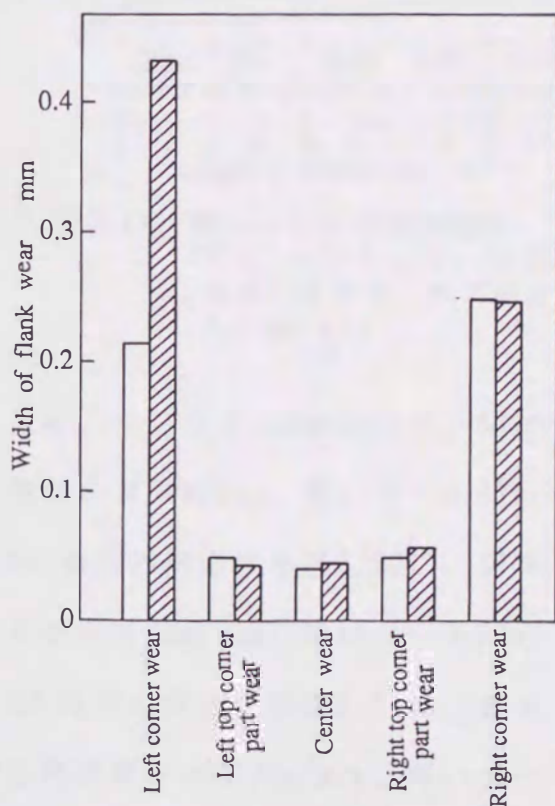


図3.11 ホブ摩耗と舞いツール摩耗の対応
(切削速度70m/min(63m/min),
ホブ送り3.0mm/rev)

同様にホブ送り3.0mm/revで、平歯車13個をホブ切りした場合の、最大切りくずを出すー3番の切れ刃が4095回切削するまでの摩耗経過曲線を図3.7

に、これと等価の切削を舞いツールに行わせた試験結果を図3.8に、および両者の比較を図3.9に示す。ホブ送りを増しても、外周逃げ面摩耗幅はホブと舞いツールでよく合う。

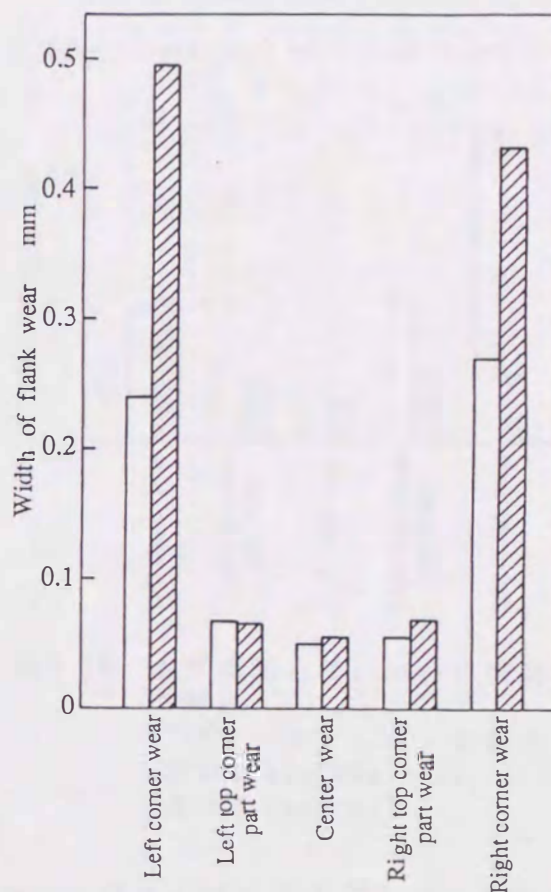


図3.12 ホブ摩耗と舞いツール摩耗の対応
(切削速度90m/min(86m/min),
ホブ送り3.0mm/rev)

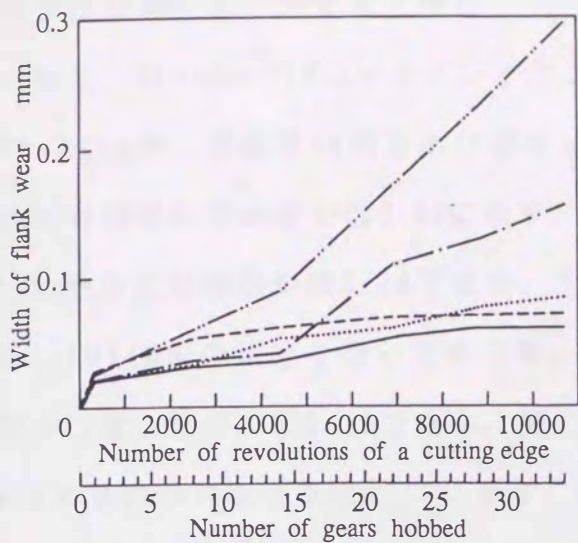


図 3.13 ホブ切り試験
(TiNコーティング, 最大切りくずを出す-3番の切れ刃の摩耗, 切削速度30m/min, ホブ送り3.0mm/rev)

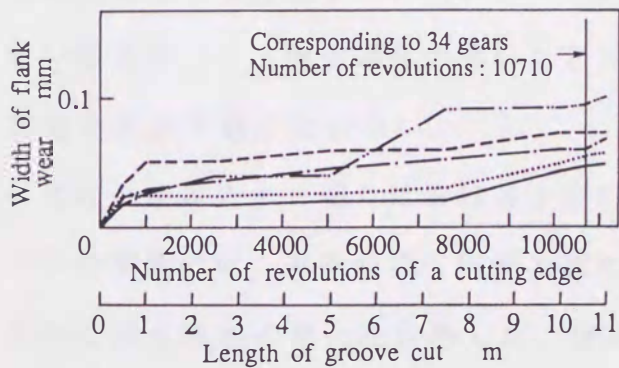


図 3.14 舞いツール切削試験
(TiNコーティング, 切削速度63m/min, ホブ送り3.0mm/rev)

更に, ホブ送り3.0mm/revで, 切削速度がホブ50m/min, 舞いツール47m/minの場合の対応性を図3.10に, 切削速度がホブ70m/min, 舞いツール63m/minの場合の対応性を図3.11に, およ

び切削速度がホブ90m/min, 舞いツール86m/minの場合の対応性を図3.12にそれぞれ示す. いずれも歯車9個分, 2835回の切削を行った時のホブの-3番の切れ刃の摩耗と舞いツールの摩耗を比較した. 切削速度を変えても, 外周逃げ面摩耗幅

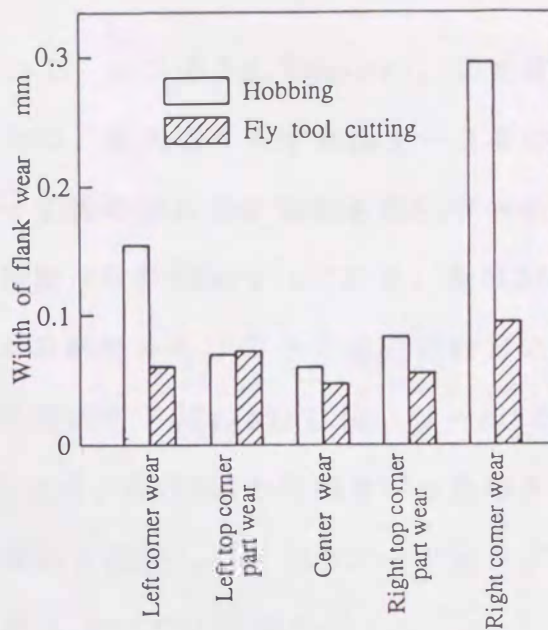


図 3.15 ホブ摩耗と舞いツール摩耗の対応
(TiNコーティング, 切削速度70m/min(63m/min), ホブ送り3.0mm/rev)

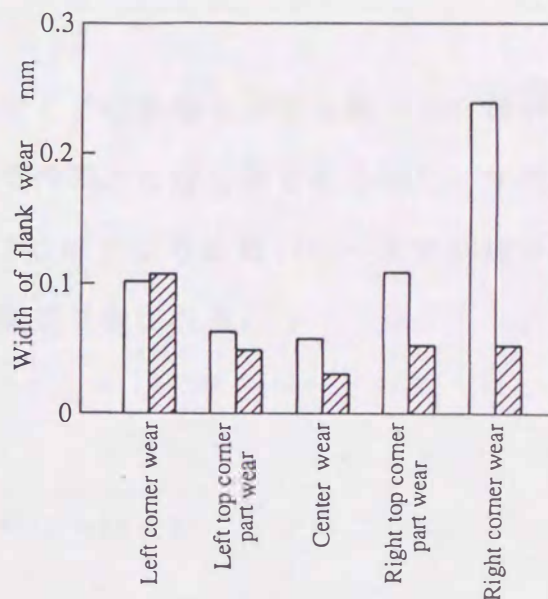


図 3.16 ホブ摩耗と舞いツール摩耗の対応
(TiNコーティング, 切削速度90m/min(86m/min), ホブ送り3.0mm/rev)

はホブと舞いツールでよく合う。

また、SKH55のTiNコーティングホブを用いて、ホブ送り3.0mm/rev、切削速度70m/minで、平歯車34個をホブ切りした場合の、最大切りくずを出す－3番の切れ刃の摩耗経過曲線を図3.13に示す。この－3番の切れ刃の切削を舞いツールに行わせた実験結果が図3.14である。ただし切削速度は63m/minである。歯車34個分、10710回の切削を行った時の舞いツールの摩耗をホブの－3番の切れ刃の摩耗と比較したのが図3.15である。更に切削速度がホブ90m/min、舞いツール86m/minの場合の対応性を図3.16に示す。歯車20個分、6300回の切削を行った時のホブの－3番の切れ刃の摩耗と舞いツールの摩耗を比較した。TiNコーティングホブにおいても外周逃げ面摩耗幅は両者の実験においてほぼ合う。

両者の実験では、切削速度の少しの違い、切り始めの距離の間はホブは不完全形状の切りくずを出す、舞いツールは完全形状切りくずを出させていること、ホブ盤とフライス盤の剛性の違いなどがあるが、外周逃げ面摩耗についてはその影響をあまり受けていない。

次に平歯車のホブ切りにおける1個の切りくずの詳細な形状を調べた。舞いツールの切削では、刃先が描く円弧と次に描く円弧との間に挟まれる切りくずの、長さに伴う厚さの変化を計算した。図3.17に示すように舞いツールの切取り長さ L と切れ刃の進行に伴う厚さ S はそれぞれ次式で表される。

$$L = r\phi + r\sin^{-1}(f'/2r)$$

$$S = r + f'\sin\phi - \sqrt{r^2 - f'^2 + (f'\sin\phi)^2}$$

舞いツールの回転角 ϕ をパラメータとして、 L と S が関係づけられる。最大切りくずの形状について、ホブ送り1.0mm/revおよび3.0mm/revの場合をそれぞれ図3.18および図3.19に示す。平歯車のホブ切りの場合、ホブ切りと舞いツール切削において、最大切りくずの長さと厚さは一致しているが、食込角と厚くなる割合が異なる。平歯車切削の場合には、切りくず形状のうち、食込角と厚くなる割合がホブと舞いツールで異なっているが、歯車材が軟らかい場合にはその摩耗への

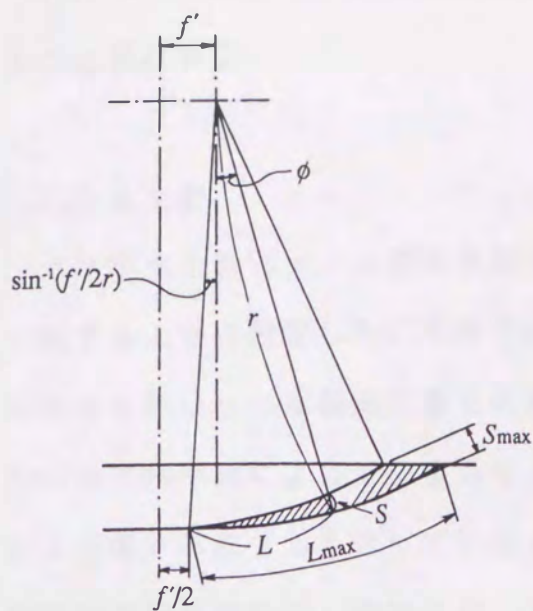


図3.17 舞いツールの切りくず形状の解析

影響は少なく、長さ×厚さの積、すなわち、切りくずの切削分担量が支配的であることがわかる。

以上の実験結果から、外周切れ

刃の逃げ面摩耗については両者の実験でよく合い、ホブ切りと舞いツール基礎試験との対応性が確認されたが、実際のホブ切りにおいて、ホブの寿命は外周逃げ面摩耗よりも大きな角摩耗によって決まる場合が多い。角摩耗発生位置での切りくずの長さおよび厚さは、ホブ切りと舞いツール切削で必ずしも合っていないので、両者において角摩耗幅の絶対値は少し異なる。しかしながら、2.3節で示したように、外周切れ刃の出す切りくずの切削分担量、長さ×厚さが大きい切れ刃は、中央摩耗だけではなく角摩耗も大きくなり、角摩耗が大きく現れる傾向は両者においてよく合う。またホブ切りにおける中央摩耗発生位置および角摩耗発生位置での切りくずの長さおよび厚さを、同時に舞いツール切削で合わせることは困難であるため、ホブ切りでの外周切れ刃の最大切りくずを舞いツール切削で出させて実験しても、ホブ材質や切削油剤などの有意差を調べることは可能であると考えられる。

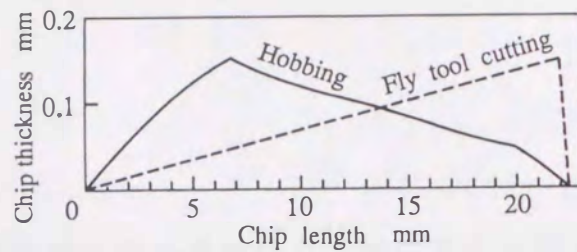


図3.18 ホブ切りと舞いツール切削における切りくずの比較
(ホブ送り1.0mm/revの場合の最大切りくず)

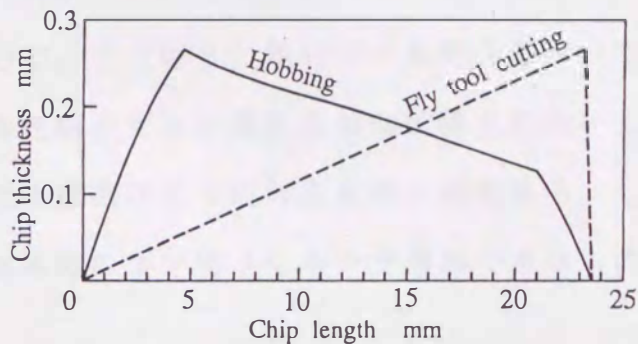


図3.19 ホブ切りと舞いツール切削における切りくずの比較
(ホブ送り3.0mm/revの場合の最大切りくず)

したがって舞いツール切削での実験結果は実機のホブ切りにも十分適用できるものと思われる。

3.4 まとめ

ホブ切りと舞いツール切削試験で、外周切れ刃の最大切りくずの長さや厚さが一致するように設定した。外周切れ刃の逃げ面摩耗は両者の実験でよく合い、ホブ切りと舞いツール基礎試験との対応性が確認された。ホブ切りにおいて、ホブの寿命は角摩耗によって決まる場合が多い。角摩耗発生位置での切りくずの長さおよび厚さは必ずしも合っていないので、ホブ切りと舞いツール切削において角摩耗幅の絶対値は少し異なるが、角摩耗幅が大きく現れる傾向は両者においてよく合い、ホブ材質や切削油剤の差による傾向はよく現れるものと思われる。したがって舞いツール切削での実験結果は実機のホブ切りにも十分適用できるものと考えられる。

第4章 ホブ摩耗に及ぼすホブ材質の影響

ホブ盤のNC化に伴い，量産歯車の生産性向上および精度向上のため，耐摩耗性，耐熱性およびじん性に優れた高速度鋼ホブ材質がますます要求される．また，最近では超硬合金およびサーメットのホブが注目されており，超硬合金ホブ（以下超硬ホブと称する）は，多条ホブによる重切削用と低送りによる仕上げ用の2種類の用途を目標とし，サーメットホブは熱処理前の歯車のシェービング加工に代わる仕上げ加工用として実用化されつつある．

本章では，まずホブ材質の主流をなす高速度鋼工具について，新鋼種として粉末冶金の特徴を生かした粉末材の開発を目的として，含有成分，熱処理条件および硬さを変えて，逃げ面摩耗およびすくい面摩耗（クレータ摩耗）に及ぼす影響について溶解材と粉末材との比較検討を行った．

次に超硬ホブおよびサーメットホブについては，チッピングを含めた損傷の少ないホブ用硬質材質の開発を目的として，超硬ホブの組成，硬さ，および抗折力のホブ逃げ面摩耗およびすくい面摩耗に及ぼす影響を調べた．またサーメットホブの組成，硬さ，および抗折力の逃げ面摩耗および仕上げ面粗さに及ぼす影響を調べた．以上のホブ材質について，舞いツールを製作し実験を行った．

表4.1 実験の対象とした歯車とホブの諸元（ホブ材質）

Gear		Hob	
Module	2.5	Module	2.5
Pressure angle	20°	Pressure angle	20°
Number of teeth	36	Lead angle	5° 50' 13"
Helix angle	0°	Form	3-thread, Right hand
Pitch diameter	90 mm	Size	φ80
Face width	25 mm	Rake angle	0°
Cutting depth	5.625 mm	Number of gashes	12
Tooth profile	Full depth tooth	Gash	Straight

表4.2 ホブ切りと等価のフライス盤での実験条件（高速度鋼工具）

Hobbing		Fly tool cutting on milling machine	
3-thread hob		Feed of table	1.74 mm/rev
Feed of hob	3.1 mm/rev	Depth of cut	1.50 mm
Length of maximum chip	15.98 mm	For cutting corresponding to the gear	
Thickness of maximum chip	0.33 mm	Total number of revolutions (The sum of the approach distance and face width)	176
		Length of groove to be cut	0.31 m

4.1 高速度鋼

4.1.1 実験条件

表4.1に実験で対象とした歯車とホブの諸元を，表4.2に舞いツール切削試験条件を示す．高速度鋼舞い

ツールとして、含有成分の影響を調べるため、特にV（バナジウム）とCo（コバルト）の量を変えた溶解材4種および粉末材5種を作製した。それらの化学成分を表4.3に示す。また、

表4.3 高速度鋼工具の化学成分

Kind	Mark	JIS	AISI	Composition %					
				C	W	Mo	Cr	V	Co
HSS	A	SKH51		0.8	6.5	5.0	4.0	2.0	—
	B	SKH55		0.9	6.5	5.0	4.0	2.0	5.0
	C	Corresponding to SKH55		1.0	6.0	6.0	4.0	2.5	5.0
	D		M34	0.9	2.0	8.0	4.0	2.0	8.0
PM-HSS	P		Corresponding to M3-2	1.3	6.0	5.0	4.0	3.0	—
	Q		Corresponding to M3-2 + Co	1.25	6.0	5.0	4.0	3.0	8.0
	R	SKH10	T15	1.5	12.0	—	4.0	5.0	5.0
	S	—	—	2.3	6.0	7.0	4.0	6.5	10.0
	T	—	—	2.6	9.5	3.3	4.2	9.0	9.5

硬さやじん性の影響を調べるため、化学成分をそのままにして、熱処理条件を5通りに変えた。熱処理条件と硬さおよび抗折力を表4.4に示す。舞いツールはすくい角 0° ，逃げ角 12° である。被削材はクロム鋼SCr420(H_b149)である。本実験ではフライス盤で溝5mmを切削したが、これは実験で対象とした歯車16.1個分に相当する。切削速度は86m/minである。切削油は塩素化脂肪系切削油（塩素分7%，油脂分13%，さび止め剤なし）をすくい面側より2.4ℓ/minの割合で、十分に注いだ。

表4.4 高速度鋼工具の熱処理条件，硬さ，および抗折力

Kind	Mark	No.					
			1	2	3	4	5
HSS	A	1210	1210	1180	1210	1230	
		550×2	550×4	550×2	580×2	580×2	
		862	823	823	775	823	
	B	4226	3803	3798	3878	3589	
		1200	1200	1170	1200	1220	
		550×3	550×5	550×3	580×3	580×3	
	C	862	869	849	780	792	
		3612	3875	3960	3685	2907	
PM-HSS	D	1200	1200	1170	1200	1220	
		550×3	550×5	550×3	580×3	580×3	
		883	890	869	798	810	
	P	3323	3537	3476	3238	3371	
		1170	1170	1140	1170	1200	
		550×5	560×5	550×5	580×3	580×3	
	Q	862	786	823	730	780	
		3829	3851	3985	3672	3657	
	R	1200	1200	1170	1200	1200	
		550×3	560×3	580×3	580×3	530×4	
		869	862	763	798	883	
	S	3132	3422	3877	3678	3670	
		1200	1180	1170	1200	1220	
		550×4	530×5	550×4	580×4	580×3	
	T	927	942	876	804	849	
		3702	3737	3946	3197	3321	
		1230	1230	1200	1230	1230	

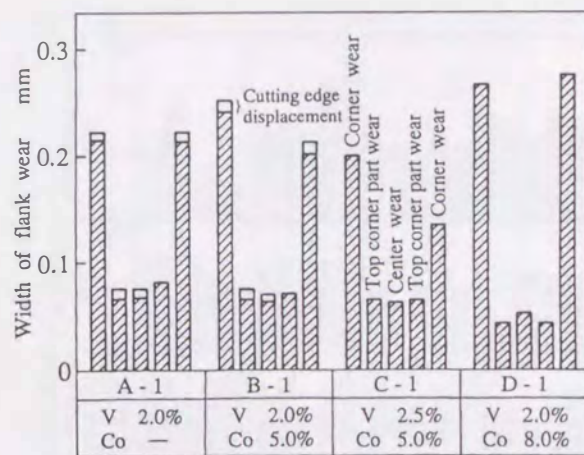
1210 Quenching temperature $^\circ\text{C}$
550×2 Tempering temperature $^\circ\text{C} \times \text{No. of tempering}$
862 Vickers hardness H_v
4226 Transverse rupture strength N/mm^2

4.1.2 成分の影響

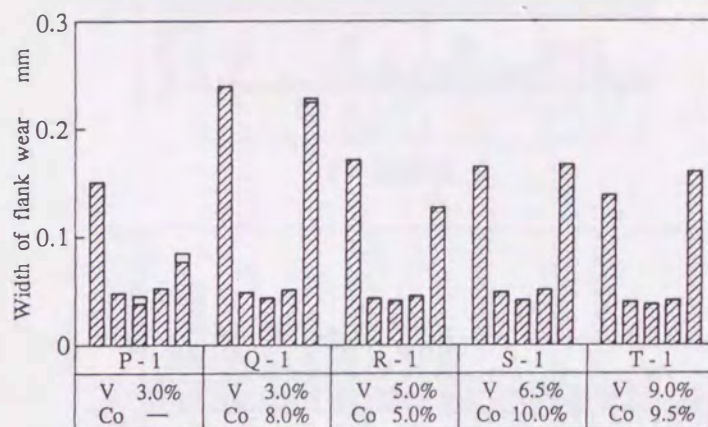
図4.1はV（バナジウム）およびCo（コバルト）の逃げ面摩耗への影響を調べた結果である。図4.1(a)は溶解

材で、図4.1(b)は粉末材である。溶解材の場合、Coの量が同じB-1とC-1を比較すると、Vを増すと中央摩耗，角摩耗ともに減少する。Vの量が同じA-1，B-1およびD-1を比較すると、Coの量が増すにつれて中央摩耗は減少するが，角摩耗は増加する。粉末材の場合、Coの量がほぼ同じQ-1，S-1とT-1を比較すると、Vの量を増すと中央摩耗，角摩耗ともに減少する。Vの量が同じP-1とQ-1を比較すると、Coを含むと中央摩耗はほぼ同じで，角摩耗は増加する。溶解材と粉末材を比較すると、高

V，高Coを含む粉末材が良い成績を示した。溶解材，粉末材ともに，Vの増加につれて中央摩耗および角摩耗が減少するのは，Vは炭素と化合して極めて硬い炭化物を作り，耐摩耗性が向上するためと思われる。また，Coは中央摩耗の減少に効果があるが，角摩耗を大きくしている。これは中央摩耗と角摩耗の発生のメカニズムが異なるためで，切りくずの切削負担が大きい中央摩耗発生位置では，高温硬さを増すCoは効果があるが，こすった



(a) 溶解材



(b) 粉末材

図4.1 逃げ面摩耗に及ぼすVとCoの影響

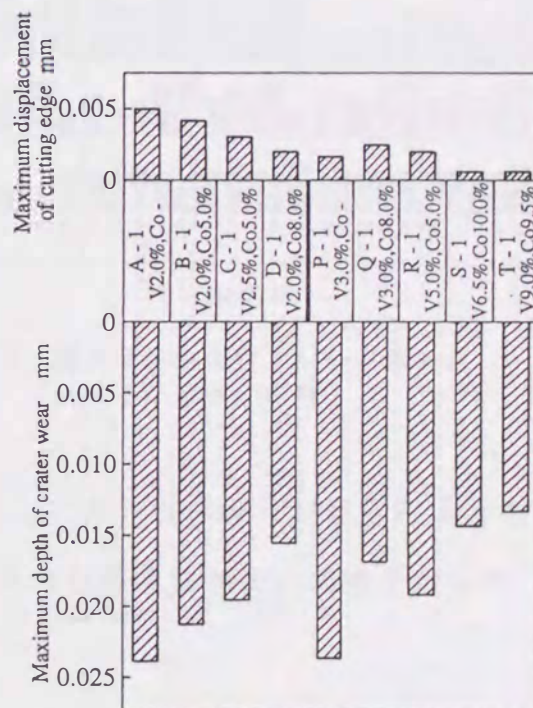


図4.2 クレータ摩耗および切れ刃の垂れ幅に及ぼすVおよびCoの影響

ような薄い切りくずを出す角摩
耗発生位置では，Coが多いとじん性が低下するために，微小な欠けによる摩耗増加を引き起こすと考えられる．粉末材のほうが溶解材よりも摩耗が少ないのは，V，Coを多く含むことができ，耐摩耗性や耐熱性が向上したためと思われる．

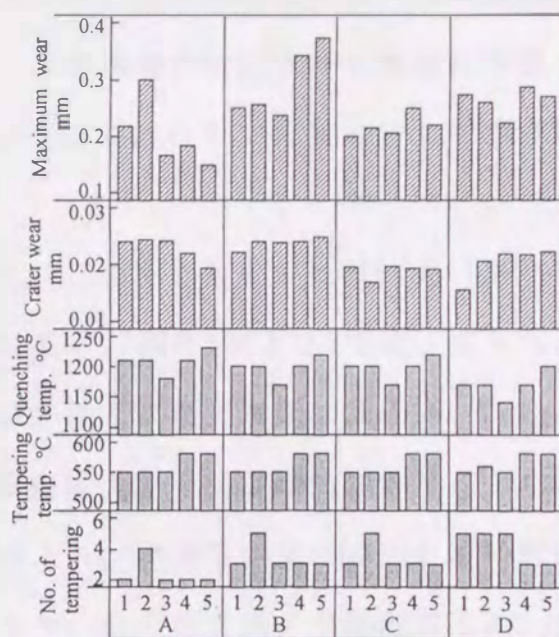
逃げ面の摩耗増加はコーティングを施すことにより防止することができるが，すくい面については再研削によってコーティングがなくなるため，耐クレータ性の高い材質が要求される．

図4.2はクレータ摩耗の深さと切れ刃の垂れ幅(第3章，図3.2(c)参照)を示す．VとCoの量が増加すると，溶解材，粉末材ともにクレータ摩耗は減少する．また逃げ面摩耗の増加に影響すると考えられる切れ刃の垂れ幅もVとCoの増加によって減少す

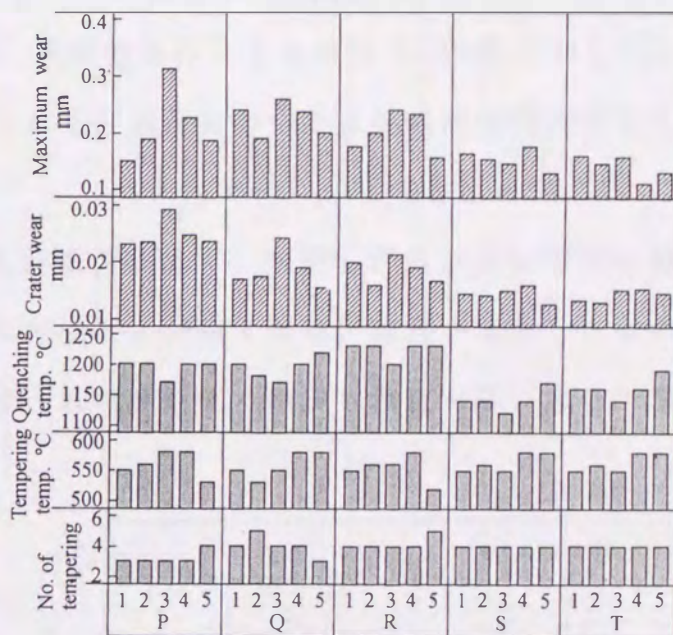
る．クレータ摩耗および切れ刃の垂れ幅はともに粉末材のほうが溶解材よりも小さく，耐摩耗性や耐熱性に優れた高V，高Coを含む粉末材が良い成績を示した．

4.1.3 熱処理条件の影響

摩耗に影響するのは含有成分だけでなく熱処理がある．図4.3は最大摩耗およ



(a) 溶解材



(b) 粉末材

図4.3 最大摩耗およびクレータ摩耗に及ぼす熱処理の影響

びクレータ摩耗に及ぼす熱処理の影響を示す。最大摩耗は中央、外周角部および角摩耗のうちの最大なものを選ったが、本実験条件ではすべて角摩耗が最大摩耗となった。図中の熱処理条件番号1は、それぞれのホブ材質に対して標準的な条件である。

溶解材ではCoを含まないAでは、焼入れ、焼戻し温度が比較的高い場合に最大摩耗およびクレータ摩耗は小さい傾向にある。番号1および2では、焼入れ、焼戻し温度は同じであるが、焼戻し回数が多い場合に最大摩耗は大きい。Coを含むB, C, Dは、焼入れ、焼戻し温度が高いと摩耗は大きくなる傾向にある。これには、硬さが影響しているものと考えられ、焼入れ、焼戻し温度が高いと比較的硬さは低い(表4.4参照)。またVの量が少し異なり、他の含有成分がほぼ同じBおよびCは、5通りの熱処理条件は全く同じであるが、摩耗に差が出た。Cのほうが角摩耗およびクレータ摩耗ともに小さいのは、熱処理条件よりも成分のVの量が少し多いために、その影響が出たものと考えられる。溶解材の中では熱処理条件を変えても、安定した摩耗を示すCが良い。

粉末材ではCoを含まないPは焼入れ温度が低く、焼戻し温度が高い場合に摩耗は大きい。これは、この熱処理条件では硬さが低くなり、摩耗が増加したものと思われる。Coを含むQおよびRは、焼入れ温度が低く焼戻し温度が高い場合に摩耗は大きい傾向にある。これも硬さの低下によると思われる。高Coを含むSおよびTは、焼入れ、焼戻し温度が高くなるにつれて摩耗は減少する。焼入れ温度は実験に用いた他の材質に比べてかなり低い。高Coを含むために焼入れ温度が低くても硬さが増し、摩耗が小さいと考えられる。粉末材の中ではTが良い。

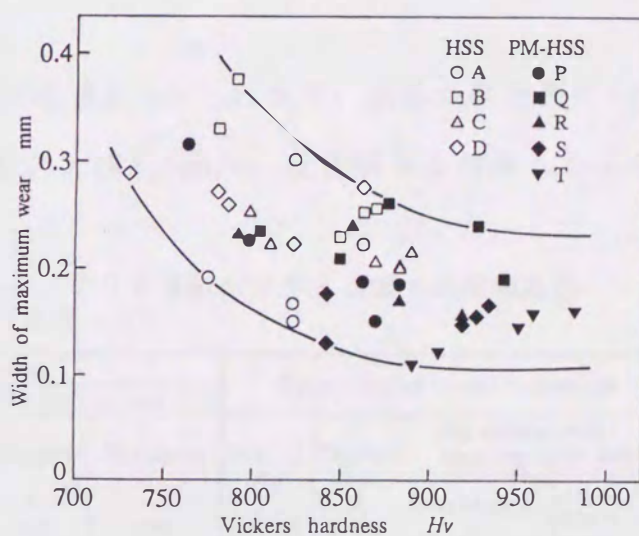


図4.4 ビッカース硬さと最大摩耗の関係

4.1.4 硬さの影響

実験に用いた材質のビッカース硬さと最大摩耗の関係を図4.4に示す。硬さを増すにつれて角摩耗は減少するが、硬さが H_v900 程度以上はあまり摩耗減少が見られず、硬さにおいては H_v900 程度が必要である。また粉末材のほうが溶解材よりも硬く、角摩耗が少ない。これはV

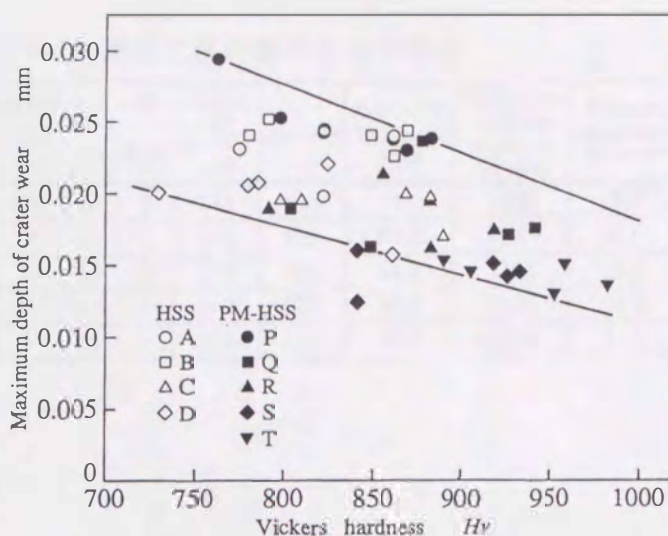


図4.5 ビッカース硬さとクレータ摩耗の関係

およびCoの量が増加するにつれて、硬くなる傾向があり、硬さの摩耗への影響が出たためと思われる。それらの中では、安定して少ない摩耗を示す粉末材Tが良い。

図4.5にビッカース硬さとクレータ摩耗の関係を示す。硬さが増すにつれて、クレータ摩耗は減少する。最大摩耗を考慮して、 H_v900 以上の硬さが必要である。クレータ摩耗の場合にも粉末材のほうが溶解材よりも良く、特に粉末材Tが良い成績を示した。

4.2 超硬合金

4.2.1 実験条件

実験で対象とした歯車とホブの諸元は表4.1のとおりで、試験条件を表4.5に示す。ホブ送り1.5mm/revは仕上げ削りおよび4.0mm/revは荒削りを対象したものである。超硬合金工具

として、組成の影響

を調べるため、WC

(炭化タングステン)

などを変えた5種類

を作製した。高速度

鋼工具と同様にすく

表4.5 ホブ切りと等価のフライス盤での実験条件
(超硬工具)

Hobbing				Fly tool cutting on milling machine			
Condition		Size of maximum chip		For cutting corresponding to the gear			
No. of threads z_h	Feed of hob f mm/rev	Length L mm	Thickness S mm	Feed of table f' mm/rev	Depth of cut h mm	Revolution n	Length of groove to be cut l m
3	1.5	15.54	0.22	1.21	1.42	364	0.44
	4.0	17.48	0.35	1.71	1.80	136	0.23

い角 0° ，逃げ角 12°

である．また切れ

刃の面取り量は

$0.03\text{mm} \times 30^\circ$ であ

る．それらの組成

および主な性質を

表4.6 超硬工具の組成および特性

Mark	JIS	Composition wt%				Grain size of WC μm	Density	Rockwell hardness HRA	Transverse rupture strength N/mm^2	Fracture toughness $\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$
		WC	TiC + TaC	Co	Rest					
HM1	P10	59	28	10	3	2~3	10.3	91.0	2009	9.5
HM2	P10	60	30	10	0	0.8	10.3	92.0	1568	9.1
HM3	P30	72	18	10	0	2~3	12.5	91.2	2303	10.7
HM4	P20~P35	72	19.5	8.5	0	2~3	12.6	90.8	2156	11.0
HM5	M30	83	7	10	0	2~3	13.8	90.3	2352	11.5

表4.6に示す．

被削材SCr420 (H_b149)とその寸法

は高速度鋼工具の場合と同じである．

フライス盤で溝 50m を切削したが，

これはホブ送り 1.5mm/rev では実験

の対象とした歯車 113.6 個分に相当

し， 4.0mm/rev では歯車 217.4 個分に

相当する．切削速度は 290m/min であ

る．刃先の損傷は，外周切れ刃の中

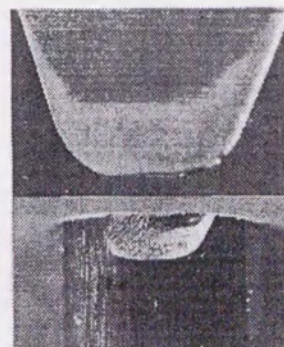
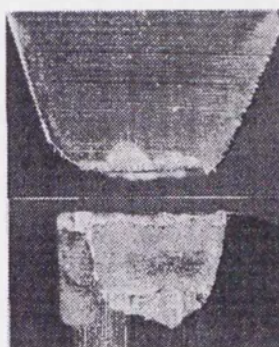
央摩耗と外周角部摩耗，および角摩

耗を測定した．実験はすべて乾式で

行った．

すくい面

すくい面



逃げ面

逃げ面

切削速度 63m/min

切削速度 117m/min

図4.6 超硬工具の損傷(HM4，ホブ送り 4.0mm/rev ，切削溝 0.5m)

4.2.2 組成の影響

図4.6に工具は超硬HM4で切削速度 63m/min および 117m/min の場合の工具刃先の損傷を示す．ホブ送りは 4.0mm/rev である．わずか溝 0.5m の切削で，かなり大きな貝殻状の欠けが発生した．これは低速過ぎるための機械的な損傷である．切削速度を増すと欠けの量が少なくなることがわかる．本実験ではこれらの欠けを避けるために切削速度 290m/min を実用的に選定した．

超硬合金はWC(炭化タングステン)を主成分に，機械的性質を向上させるため，TiC(炭化チタン)やTaC(炭化タンタル)などの炭化物が添加されている．図4.7はWCおよびTiCとTaCの量の，逃げ面摩耗への影響を示す．ホブ送りは仕上げ切削を

対象とした1.5mm/revである。超硬HM1およびHM2はWCおよびTiCとTaCの量はほぼ同じであるが、HM1のほうがHM2より摩耗は小さい。これはWC粒子の大きさの影響が出ていると思われ、2~3 μ mの粒子が良く、0.8 μ mの微粒子は摩耗に対してあまり良くない。WCの粒子が小さいと硬さは増すが、抗折力値は低下するため、切れ刃に発生する微小なチッピング、あるいは熱き裂によって摩耗が増加したものと思われる(図4.8参照)。WCの量が同じHM3とHM4の比較では、HM3のほうが摩耗は非常に小さい。しかしHM4は切削溝45mまではHM3と同程度の小さい摩耗を示したが、溝45.5mで刃先が破損した。疲労強度は高Co合金ほど高くなる。HM4はHM3に比べてCoの量が少ないため疲労により破損したものと思われる。WCの量が比較的多く、TiCとTaCの量が少ないHM5は、切削溝7mで2.18mmの大きな欠けが生じたため、断続切削であるホブ切りにはあまり適していない。

図4.9は荒削りを対象としたホブ送り4.0mm/revの場合である。ホブ送り1.5mm/revの場合と同じ傾向を示した。実験した超硬の中ではHM3が良い。両者のホブ送りとも、HM3の超硬が良い成績を示した。

クレータ摩耗に及ぼす超硬合金の組成の影響を図4.10に示す。逃げ面摩耗と同

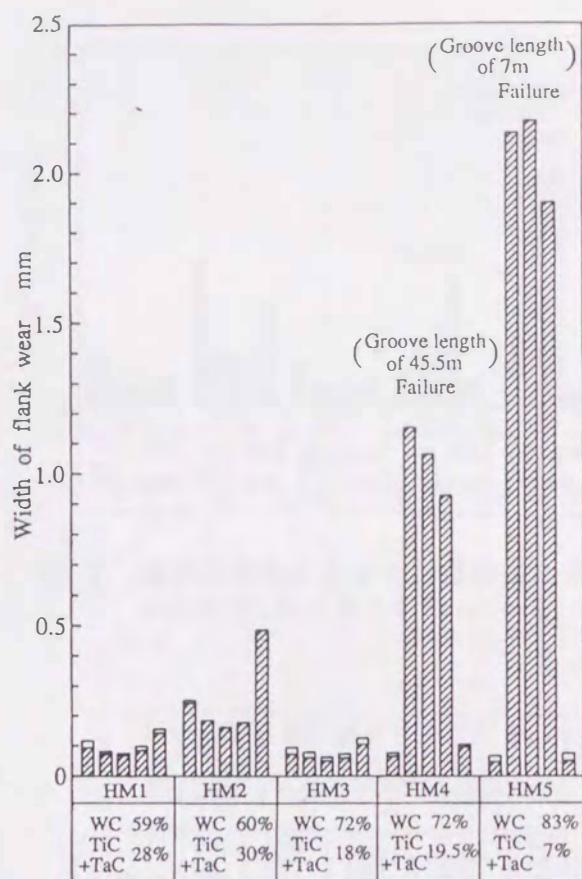


図4.7 逃げ面摩耗に及ぼす超硬合金の組成の影響(ホブ送り1.5mm/rev)

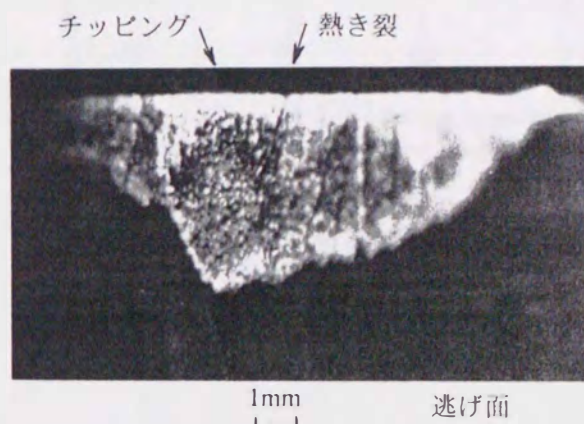


図4.8 超硬工具HM2のチッピングおよび熱き裂

様な傾向を示し、ホブ送り1.5mm/revおよび4.0mm/revともにクレータ摩耗はHM3が一番小さい。これらの結果から総合的に見て、組成としてWC量が72%、TiCとTaC量が18%のP30の超硬HM3(図4.11参照)が、安定した摩耗特性を示し、ホブ材に適している。今回の実験条件では硬さは $HR_A 91$ 程度、抗折力は $2300N/mm^2$ 程度が良好な結果を示した。

図4.12に超硬工具のすくい面での熱き裂の発生状況を示す。ホブ送りは4.0mm/revである。切削の進行につれて、熱き裂の数が増加している。これらの超硬の中ではHM2は熱き裂の数が少ない。この理由としてHM2はWCの粒子が微細であり、ミーンフリーパス(平均自由行路)が小さいため粒子間の結合力が強く、熱き裂の発生が少ないと考えられる。また急激に熱き裂が発生したHM5は図4.9に示すように刃先に大きな欠けが発生している。

写真は熱き裂の発生数が少ないHM2と摩耗に対して成績の良かったHM3である。両者とも切れ刃にほぼ垂直に熱き裂が発生しており、HM2のほうが熱き裂の

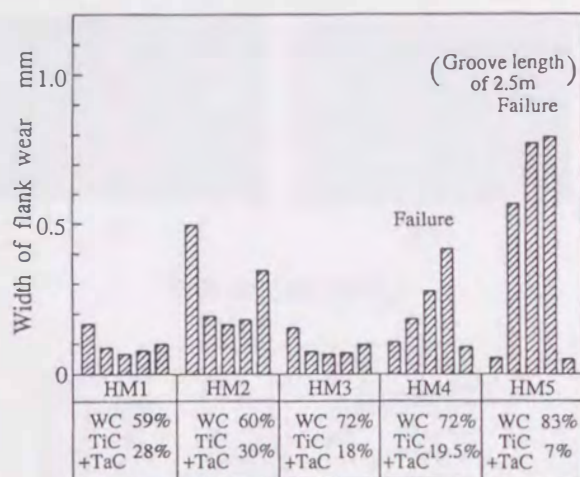


図4.9 逃げ面摩耗に及ぼす超硬合金の組成の影響(ホブ送り4.0mm/rev)

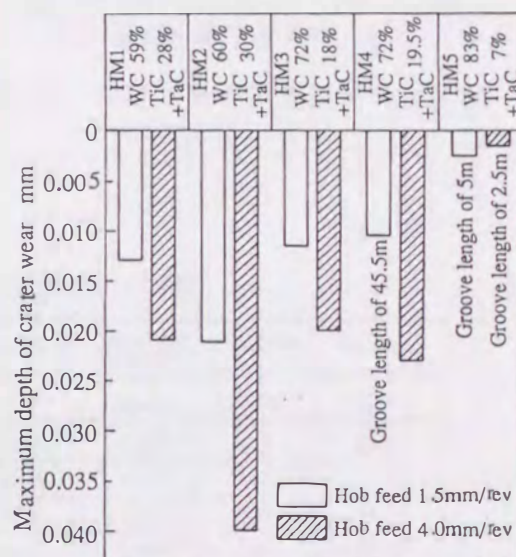


図4.10 クレータ摩耗に及ぼす超硬合金の組成の影響

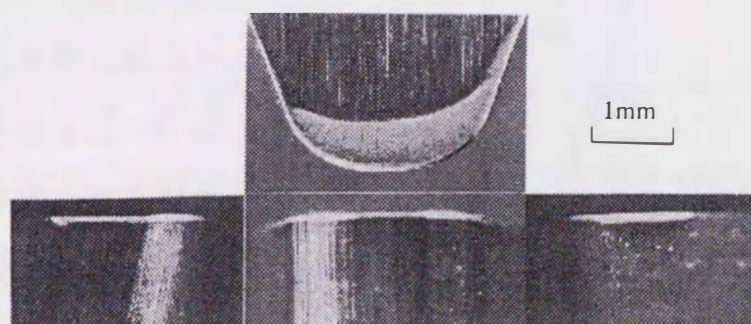


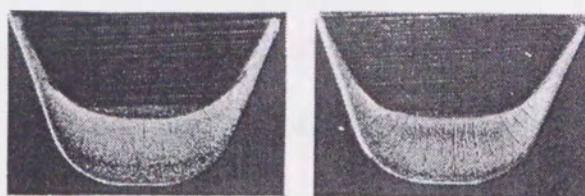
図4.11 超硬工具HM3の摩耗

発生数が少なく，熱き裂があまりは
っきりと現れていないことがわかる。

4.3 仕上げ用サーメット

4.3.1 実験条件

実験で対象とした歯車とホブの諸
元を表4.1に示す．サーメット工具
として，組成の影響を調べるため，
TiCやTiNの量を変えた7種類を作製
した．すくい角 0° ，逃げ角 12° であ
る．サーメットの切れ刃の面取り量
は $0.03\text{mm} \times 30^\circ$ である．それらの組
成および主な性質を表4.7に示す．



HM2

HM3

(切削溝20m切削後)

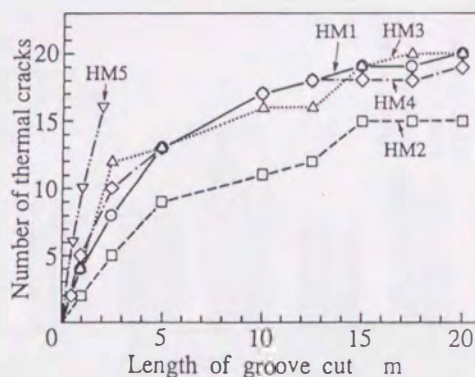


図4.12 超硬工具の熱き裂の発生状況

表4.7 サーメット工具の組成および特性

Mark	Composition wt%					Density	Rockwell hardness HR_A	Transverse rupture strength N/mm^2	Fracture toughness $MPa \cdot m^{1/2}$	Thermal conductivity $W/m \cdot K$
	TiC	TiN	Mo ₂ C	Ni + Co	WC, TaC etc.					
CT1	25	0	4	27	44	8.8	86.8	1666	8.5	12.14
CT2	27	11	10	27	25	7.5	88.8	1960	10.8	11.72
CT3	32	14	9	18	27	7.2	90.7	2156	8.6	14.24
CT4	42	11	23	13	11	6.6	92.3	1568	6.6	12.56
CT5	43	11	23	16	7	6.5	91.5	1764	7.6	12.56
CT6	43	11	23	16	7	6.5	90.8	1911	8.1	11.30
CT7	30	30	0	17	23	6.9	89.9	1960	5.6	18.42

被削材とその寸法は高速度鋼および超硬の
場合と同じである．前もって実験に使用す
るものと同一形状の舞いツールで深さ 5.35
 mm の溝を切削し，さらに溝の底だけを別の
工具で切削して，外周切れ刃は働かず，側
面切れ刃のみが働くようにした．仕上げ切
削における半径方向切込みは 0.275mm ，溝

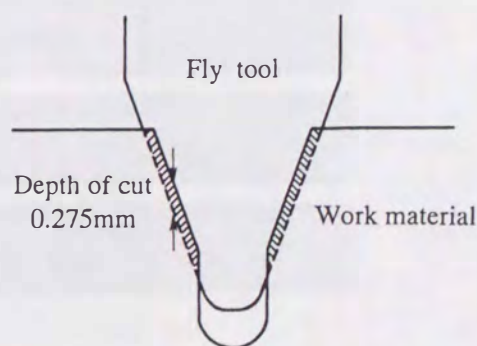


図4.13 サーメット工具による
仕上げ切削

側面の仕上げ量は0.094mmである(図4.13参照)。テーブル送りは1.0mm/rev, 切削した溝の長さは50mmである。切削速度は290m/minである。刃先の損傷は、側面摩耗を測定した。仕上げ面粗さは溝の側面をタリサーフ10粗さ・形状測定器により測定した。

4.3.2 組成の影響

サーメットはTiCを主成分として、機械的性質を向上させるために、TiN, WC, TaCなどが添加されたものである。

図4.14にサーメットの組成が側面摩耗に及ぼす影響および図4.15に各種サーメット工具の側面摩耗の写真を示す。

CT1はTiCの量が少なく、WC, TaC等の量が多い超硬合金に近い組成である。切削溝7.5mmで欠けが発生し大きな摩耗幅を示した。ほぼ同じ摩耗幅を示したCT2とCT7は、TiCの量はほぼ同じであるが、Mo₂C(炭化モリブデン), NiとCo, およびTiNの含有量にかなりの違いがある。CT2はCT7に比べMo₂C, NiとCoを多く含み、CT7はCT2に比べTiNを多く含んでいる。CT7が硬いにもかかわらずCT2と同程度の摩耗

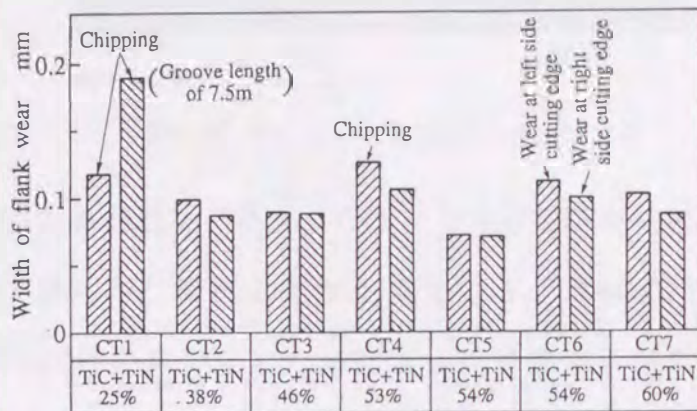


図4.14 逃げ面摩耗に及ぼすサーメットの組成の影響

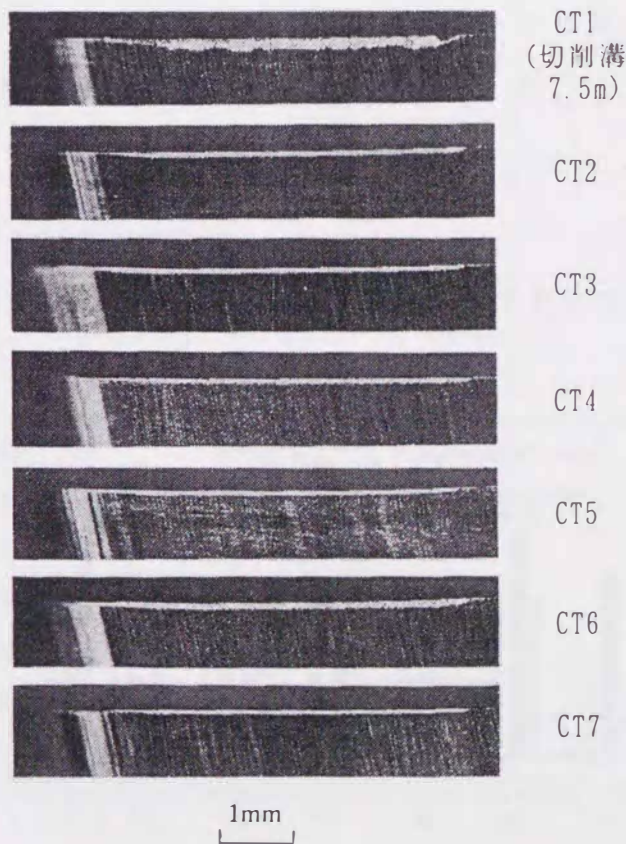


図4.15 各種サーメット工具の側面摩耗

を示すのは，CT7の摩耗形態が異なっていると思われる．すなわちCT7はCT2に比べてCo量が少ないため疲労強度が低く，破壊じん性値もかなり低いため，マイクロチップングによる摩耗と考えられる（図4.16参照）．CT3はCT2と比べてTiCとTiNの量が1割程度多いため

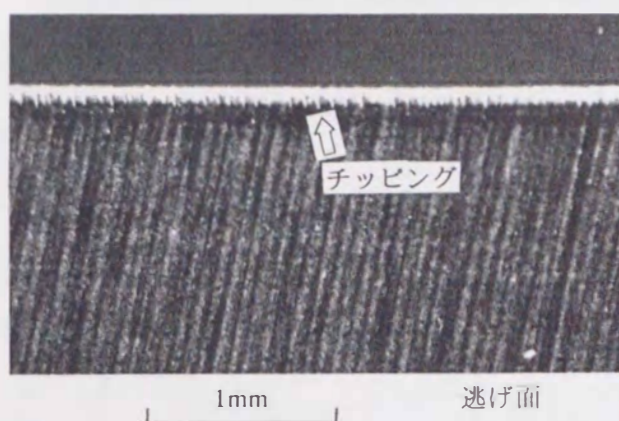


図4.16 サーメット工具CT7のチップング

硬さが増し，わずかに摩耗が少ないと思われる．CT4，CT5，およびCT6を比較すると，組成としてほぼ同じ含有量であるが，摩耗に差が生じている．CT4はCT5に比べてNiとCoの量が少なく，WCとTaC等の量が多いために硬さは増すが，抗折力および破壊じん性値は低下している．このため切れ刃に欠けが発生している．CT6はCT5と同じ組成含有量であるが，CT5のTiCの粒子を微細化したものである．主成分の硬質粒子であるTiCの粒子が小さいと硬さが低くなり，摩耗を大きくしていると思われる．実験した7種のサーメット工具の中ではCT5がチップングもほとんど見られず，均一な摩耗で，摩耗幅も小さく，良い成績を示した．

4.3.3 仕上げ面粗さ

図4.17に切削始めと溝50 μ m切削後の仕上げ面粗さの比較を示す．いずれのサーメットを用いても，被削材の仕上げ面粗さは $R_y=0.8\sim2.3\mu\text{m}$ で非常に小さい．この理由として実験に用いたサーメットは鋼との親和性が低いために，構成刃先や溶着物の付着が少ないからである⁽²⁰⁾と考えられる．また逃げ面摩耗でのサーメットの序列とほぼ

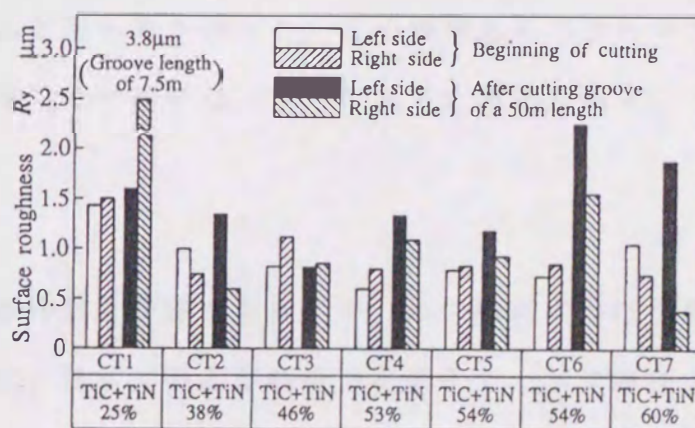


図4.17 仕上げ面粗さに及ぼすサーメットの組成の影響

同じであり、逃げ面摩耗の小さいサーメットは粗さも小さい。逃げ面摩耗および仕上げ面粗さから見て、TiCの含有量が比較的多い(TiC量43%程度)サーメットCT5が一番良い成績を示し、本実験条件では硬さは HR_{A91} 程度、抗折力は $1700N/mm^2$ 程度が良好な結果を示した。

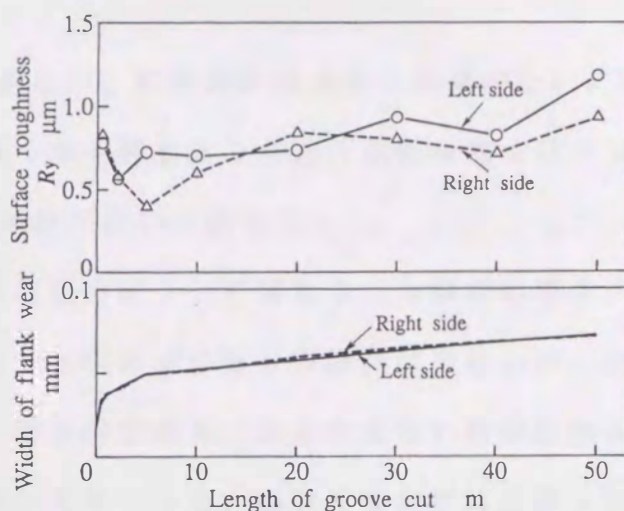


図4.18 仕上げ面粗さと側面摩耗の関係 (サーメットCT5)

図4.18に成績の良かったCT5の切削溝長さに対する切削方向の仕上げ面粗さおよび側面摩耗の変化を、図4.19に切削始めおよび溝50m切削後の左側面の粗さ形状をそれぞれ示す。側面摩耗が増加するにつれて粗さは増加している。これは摩耗が大きくなるにつれて構成刃先などの溶着物が増大するからである⁽¹⁹⁾と思われる。溝50m切削後の粗さは $1.2\mu m$ 程度で非常に小さく、粗さのばらつきも小さい。また切りくずのかみ込み傷もほとんど見られなかった。この理由としてサーメットは鉄との親和性が低いために溶着現象が現れないからであると考えられる。



図4.19 粗さ形状(サーメットCT5, 切削方向)

4.4 まとめ

高速度鋼工具の成分、熱処理条件および硬さを変えて、ホブ摩耗に及ぼす影響、超硬合金およびサーメットの組成、硬さ、および抗折力を変えて、ホブ摩耗および仕上げ面粗さに及ぼす影響を調べた結果、次のことが明らかになった。

高速度鋼工具の場合

(1) Coは中央摩耗の減少に効果があるが、角摩耗にはあまり効果がない。Vは両方の摩耗に効果がある。粉末材のほうが溶解材よりも逃げ面摩耗およびクレータ摩耗が少なく、高V、高Coを含む粉末材が良い成績を示した。

(2) 熱処理の摩耗に及ぼす影響は含有成分によって異なり、溶解材の場合、Coを含まない材質は焼入れ、焼戻し温度が比較的高いほうが摩耗は少ないが、Coを含む材質は摩耗は大きい傾向にある。粉末材の場合、Coを含まない材質は焼入れ温度が低く、焼戻し温度が高いと摩耗が大きくなる。高Coを含む材質は焼入れ、焼戻し温度が高くなるにつれて摩耗は減少する傾向にある。熱処理条件を変えても、安定した少ない摩耗を示す高V、高Coを含む粉末材が良い。

(3) 硬さを増すにつれて、角摩耗およびクレータ摩耗は減少する。硬さはHv900以上の材質が良い。

超硬合金工具の場合

(4) WC量、TiCとTaC量、およびCo量には最適含有量があり、硬くすれば耐摩耗性は向上するが、逆に欠損しやすくなる。本実験ではWC量が72%、TiCとTaC量が18%の組成の材質が逃げ面摩耗およびクレータ摩耗に対して有効である。硬さとしてはHRA91程度、抗折力は2300N/mm²程度が良好な結果を示した。またWC量が比較的多く、TiCとTaC量が少ない材質は欠けが発生し、ホブの材質には適していない。

(5) WCの粒子の大きさは摩耗への影響が大きい。断続切削のホブ切りでは、耐衝撃性の点で微粒子の超硬工具は切れ刃にマイクロチップングが生じやすくなり、それにより摩耗が増加すると考えられる。本実験では2~3μmの粒子が良く、0.8μmの微粒子は摩耗を大きくした。しかし微粒子の材質はすくい面の熱き裂の発生数が少ない。

サーメット工具の場合

(6) TiCの量が比較的多い材質(TiC量43%程度)が逃げ面摩耗および仕上げ面粗さを小さくし、仕上げ用ホブ材質として良い。硬さはHRA91程度、抗折力は1700N/mm²程度が良好な結果を示した。