

지르코니아계 세라믹스의 저온냉각절삭과 공구마멸 해석에 관한 연구

A Study on the Machinability of Ceramics in Zirconia System by Low Temperature Cooling

김 정 두*
Jeong Du Kim

ABSTRACT

Crack of breaking toughness of most Ceramics material is $1-5\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ but that of Zirconia Ceramics is improved to be $6-8\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ and its development of machining difficult-to-machine material is on the rise as urgent subject.

For general Zirconia Ceramics machining, diamond grinding wheel is generally used by selecting an appropriate one and establishing grinding condition but due to such limitations as economics, grinding efficiency and machining geometry, great interest in machining method being used for diamond tool is emphasized.

But it is reported that diamond tool is oxidized by cutting heat in the air and is graphitized in vacuum, which causes bad effects on tool life.

In this study, to restraint cutting heat the internal side of tool is cooled, and restraint low temperature cooling system and being experimented.

Further, the machinability of diamond tool for Zirconia Ceramics machining is analyzed with respect to tool wear and stress.

KEY-WORD: Zirconia Ceramics, Low Temperature Cooling, Diamond Tool, Tool Wear, Stress.

1. 서 론

일반적으로 세라믹 재료는 강도, 내식성, 내열성, 내마모성등의 성질은 우수하나, 근본적인 취약성(brittleness) 때문에 구조용 재료로 사용하기에 많은 제약이 따른다. 세라믹 재료의 파괴인성이 $1-5\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 정도인데 반하여 지

르코니아계 세라믹 재료는 파괴인성이 $6-8\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ 으로 향상¹⁾됨이 알려져 있으며, 특히 앞으로 실용화될 세라믹 엔진에 중요한 신소재로 부각될 것이나 난삭재로 피삭성의 개발이 시급한 과제로 대두되고 있다. 현재까지의 지르코니아계 세라믹스의 가공은 다이아몬드 슷들을 사용한 연삭방법^{2~4)}으로서, 적절한 다이아몬

* 정회원, 한국과학기술원 생산공학과

드 숫들의 선택, 연삭조건을 설정하면 세라믹스의 가공은 가능하지만 경제성, 가공능률, 가공형상등이 한정되는 문제점이 있다. 지르코니아계 세라믹스의 산업화 응용을 가속화하기 위하여서는 가공능률이 높고 가공의 유연성이 뛰어난 절삭가공의 가능성에 대하여 검토하는 것은 충분한 의의가 있다고 생각되며, 이 분야의 연구에 대하여서는 아직 시작단계⁵⁻⁷⁾라고 볼 수 있고 공구재질, 절삭조건, 사용공작기계등 광범위하게 연구 개발되어야 할 분야라고 보겠다. 특히 공구재질의 측면으로 볼때 세라믹스의 절삭가공용 공구로서 가장 적절한 공구라고 생각되는 다이아몬드 절삭공구에 대한 가능성 검토가 요구되고 있다. 일반적으로 절삭가공용 공구는 피삭재에 대하여 수배 이상의 경도가 필요하다고 볼 때 다이아몬드 공구는 세라믹스를 가공할 수 있는 유일한 재료라 보겠다. 그러나 다이아몬드 공구는 절삭온도가 600°C 이상이 되면 공기중에서는 산화하고, 진공중에서는 흑연화하여 공구마멸이 급속히 증가함은 물론, 경도가 낮아져 공구수명에 크게 나쁜 영향을 미치는 것으로 보고되고 있다.⁸⁻⁹⁾ 현재까지의 연구들은 이상에서 설명한 바와 같이 상온절삭에 대한 공구마멸 관계를 주로 다루었을 뿐, 어떻게 하면 절삭가공중 다이아몬드 공구면에 절삭열을 특별히 억제할 수 있을가에 대하여서는 국내외의 연구자료를 찾아볼 수 없는 실정이다. 따라서 본 연구에서는 가공중 절삭열을 억제시키는 방안으로 공구의 내부를 냉각시스템으로 억제시키고, 이때 지르코니아 세라믹 가공중에 발생하는 다이아몬드 공구의 피삭성을 공구마멸과 응력의 측면으로 분석하였다.

2. 실험장치 및 방법

공구의 저온 냉각을 얻기 위한 매체수단으로 액화질소(77K)를 사용하였으며, 실험용으로 제작한 냉각절삭장치는 Fig. 1과 같다. 액화질소의 공급을 위하여 용기에 배출장치(dis-charger)를 설치하고, 감압된 질소가스를 3.0 psi 로 액체질소 용기에 유도시키면 용기내의

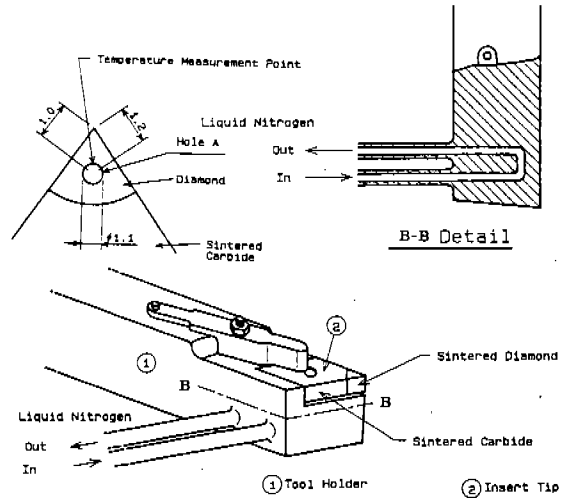


Fig. 1 Cutting tool for internally cooled

압력을 상승시키게 되고, $\phi 6\text{ mm}$ 의 순환 파이프를 통하여 액체상태로 인선에 공급시킨다. 절삭온도의 측정을 위하여 다이아몬드 공구면에 $\phi 1.1\text{ mm}$ 의 구멍을 방전가공하고, 여기에 열전대를 설치하였다.

열전대는 $-270^{\circ}\text{C} \sim 1,370^{\circ}\text{C}$ 의 범위까지 측정할 수 있는 K-type를 사용하였으며, $\phi 1.0\text{ mm}$ 의 세라믹 튜브에 열전대의 직경 $\phi 0.1\text{ mm}$ 의 크로멜(chromel)과 알루멜(alumel)을 사용하였다. 열전대는 절삭공구의 절삭측정점으로부터 연결되고, 또한 기준온도 설정부(Reference Junction Thermo couple box)에 연결시키며, 그 출력이 스캐너(scanner)에 의하여 디지털 전압미터(digital voltmeter)에 연결되고, 최종결과는 Hp 컴퓨터에 입력되고 시간적으로 제어된다. Hp 컴퓨터에서는 2개의 구간으로 정밀하게 곡선회기(curve fitting)된 열전대 측정자료에 의하여 온도로 환산되고 플로피 디스켓에 데이터가 저장되며 프린터 및 플로터에 온도 측정결과가 출력된다.

피삭재는 ZrO_2 계 세라믹으로 내경 $\phi 19\text{ mm}$, 외경 $\phi 38\text{ mm}$, 길이 35 mm 로 고압성형 제작하였으며, 결정크기는 270 \AA 의 초미립 분말을 사용하였다. 분석된 ZrO_2 계 세라믹스의 화학성분은 Table 1에, 기계적인 물성치는

Table 2에, 각각 나타냈으며, SEM에 의하여 1000배 확대된 정형체의 마이크로 구조형상은 Fig. 3과 같다.

Table 1 Chemical composition of ZrO₂ ceramics

Chemical composition	ZrO ₂ (HfO ₂) wt %
ZrO ₂ (HfO ₂)	94.482
Y ₂ O ₃	5.26
Al ₂ O ₃	0.037
Fe ₂ O ₃	0.011
SiO ₂	0.009
Na ₂ O	0.001
Ig. loss	0.2

Table 2 Mechanical properties of ZrO₂ ceramics

Vickers hardness, kg/mm ²	1250
Bending strength, kg/mm ²	110
Elastic modulus, kg/mm ²	2.0 × 10 ⁴
Poisson's ratio	0.30
Density, g/cm ³	6.05
Coefficient of thermal expansion (100~1000°C), 10 ⁻⁶ /°C	10.5
Fracture toughness, MN/m ^{3/2}	5.0
Thermal conductivity (20°C), (cal/cm·sec·°C)	0.007

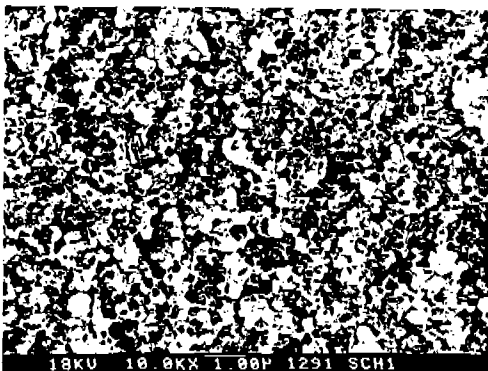


Fig. 3 Microstructure of ZrO₂ ceramics (×10,000 by SEM)

소결 다이아몬드 공구는 드로우어웨이 CN-MG 형으로 초경 P20 모재에 다이아몬드 팁을 경납 땜하여 제작하였으며, 또한 공구의 기하학적 형상은 0°, 0°, 5°, 5°, 15°, 15°, 0.2로 하였다. 절삭실험은 공구의 인선을 냉각시킨 경우와 상온상태의 경우로 구분하여 실시하였다. 본 실험에 사용된 공작기계는 보통 선반(통일, TIPL)으로 주축동력은 7.5 kW이고, 절삭속도 10m/min, 이송속도 0.07 mm/rev, 절삭깊이 0.2mm의 절삭조건을 실험에 적용하였다. 절삭저항은 AST 식 절삭공구 동력계로 측정하였고, 가공면의 조도는 최대높이 표면거칠기 값으로 측정되었으며, 이를 위하여 이동식 축침 표면거칠기(Hommel-P5Z)를 사용하였고, 공구마멸은 공구현미경(Carl Zeiss 제 Tool Microscope)에 의하여 측정하였다.

3. 공구의 문제 설정

공구면의 응력계산을 위하여 유한요소법을 적용하였고, 실험중 측정 한 절삭력을 적용하여 응력분포 및 공구인선변위를 계산하였다.

모델의 요소분할은 4각요소를 사용하였고, 공구의 첨단 인선부에서 응력집중이 예상되므로 이 부근에서 세분하였다. 요소의 수는 1,700개, 절점의 수는 2,197로 하였다. 경계조건은 공구를 고정시키는 부분을 가정하고, 이 부분에서의 변위를 0으로 하였다. 공구의 해석은 다이아몬드 공구층, 초경공구층, SM45C의 탄소공구강층등 3원 복합층으로 고려하였으며, 계산에 사용한 공구재질의 물리적 성질은 Table 3과 같다. 공구면의 하중조건은 공구

Table 3 Physical properties of component layer

Material	E, Elastic Modulus (kgf/mm ²)	ν, Poisson's Ratio
Diamond tool	56000	0.20
Carbide(P ₂₀)	54000	0.22
Carbon steel (SM45C)	21000	0.30

동력계에 의하여 측정되었으며, 공구경사면의 응력해석은 유한요소법에 의하여 절점에서는 변위를, Gaussian point에서는 응력을 구하였다. FEM 해석시 3원 복합층의 각 경계면, 즉 각 층간의 Filler metal의 물리적 특성에 대하여서는 고려하지 않았다.

4. 실험결과 및 고찰

4.1 극저온 냉각과 절삭온도관계

Fig.4는 냉각시간 5분까지의 경과에 대한 절삭용 공구의 냉각 시험결과를 나타낸 것으로 다이아몬드 바이트의 Hole A에서 측정된 결과이다. 액화질소를 공급하기 시작하여 공구온도의 측정기준점 7.64°C에서부터 측정된 것으로 경과시간 1분에서는 -11.29°C, 2분에서는 -65.83°C, 3분에서는 -191.70°C, 5분에서는 -196.82°C에 도달함으로써 공구의 냉각은 액체 질소의 불점(77K) 가까이까지 접근함을 알 수 있고, 냉각형태는 냉각시간 2분을 갖점으로 급격히 냉각되며, 냉각시간 3분에 달하면 냉각시간과 관계없이 평형상태가 유지되고 있다. Fig.5는 절삭속도 10m/min 조건에서의 상온절삭과 냉각절삭에서의 시험결과를 나타낸 것이다. 상온절삭에서는 절삭시간 100sec 경과에 대하여 400°C 부근으로 절삭온도가 상승되고 있는 반면, 냉각절삭에서는 25°C의 절삭온도분포를 나타내고 있음으로써 액화질소 순환시스템에 의한 뚜렷한 냉각효과를 기대할 수 있다.

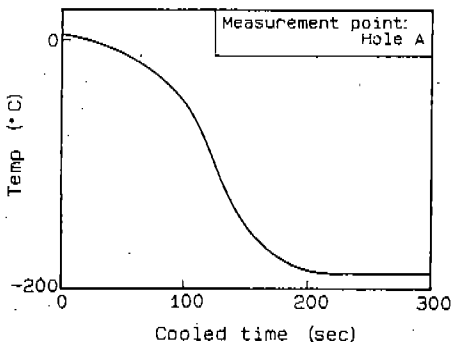


Fig. 4 Measured temperature at the internally cutting tool

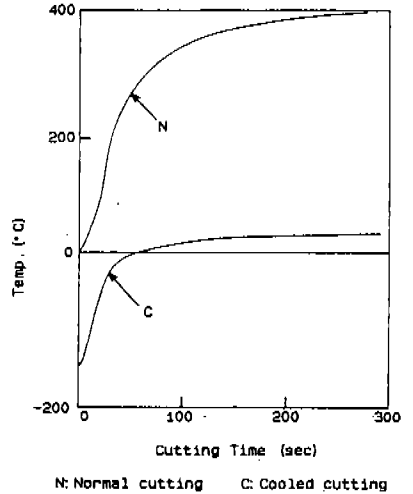


Fig. 5 Temperature distribution in cooled cutting and normal cutting

4.2 절삭저항 및 공구마멸 특성

Fig. 6은 지르코니아계 세라믹 재료의 절삭저항특성으로 절삭속도 10 m/min, 절삭깊이 0.2mm, 이송속도 0.07 mm/rev, 절삭시간 5분에서의 실험결과이다. 절삭저항특성은 배분력(Fr)이 가장 크게 작용하며, 주분력(Fv), 이송분력(Ff)의 순서로 나타나므로서, 금속 절삭에서의 주분력이 가장 크게 작용하는 것과는 대조를 이루고 있다. 여기에서 배분력(Fr)이 가장 크게 작용하는 이유는 지르코니아 세라믹스의 경도가 높기 때문에 공구인선이 절삭깊이 방향으로 가장 큰 절삭저항을 받음과 동시에, 일단 절삭된 세라믹칩은 미세 또는 대규모로 파괴되기 때문에 주분력 및 이송분력은 배분력보다 적은 영향을 받는 것이라고 추정할 수 있다. 한편 배분력 절삭저항 분포에는 미세파괴영향과 절삭력 변화추이의 영향을 나타내고 있으며, 특히 배분력의 현상에서 절삭력 변화추이의 현상이 나타나고 있음을 알 수 있다. 이와 같은 절삭력 파장의 영향은 세라믹 재료의 파괴특성으로 미세 파괴는 지르코니아 세라믹스 분말의 변형(transformed particle)과 무변형(untransformed particle)⁴⁰⁾ 사이에서의 가공영역(process zone)이 형성된다는 연구결과

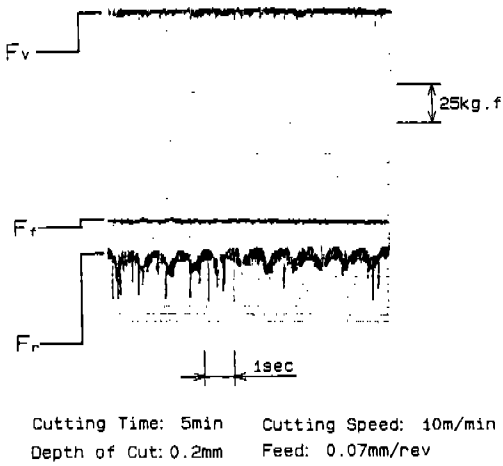
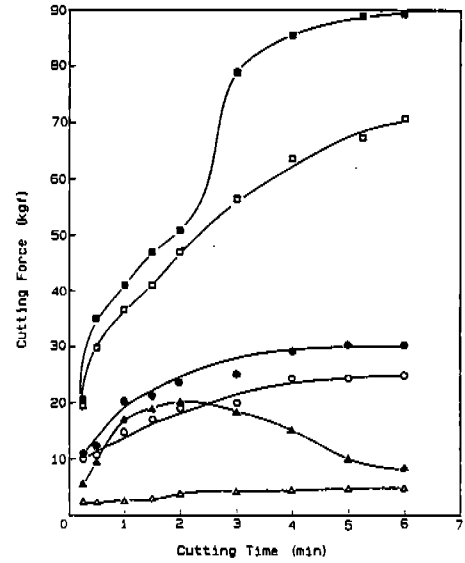


Fig. 6 Cutting force pattern of material removal process with residual crack

로 미루어 볼 때, 절삭저항이 가장 크게 나타나는 배분력에 그의 영향이 가장 극심하게 나타나고 있다. 한편 세라믹 재료의 대규모 파괴는 최대 주응력이 발생하는 인선부에서 주로 균열이 생성되어, 최소 주응력 방향에 따라 발생, 성장, 탈락등의 주기를 형성하고 있으며 그 결과가 배분력의 파형으로 형성되고 있으며, 그 주기는 절삭속도가 10m/min의 절삭조건에서는 약 1초의 주기를 나타내고 있다.

Fig. 7은 절삭시간과 절삭저항의 변화 추이에 대한 상온절삭과 냉각절삭시의 결과를 나타낸 것이다. 절삭속도 10m/min, 절삭깊이 0.2mm, 이송속도 0.07mm/rev의 조건으로 6분간의 절삭실험결과로서 항상 배분력은 3분력중 최대치의 절삭저항을 유지하고 있는 반면 주분력과 이송분력의 값은 다소 변화를 보이고 있다. 특히 상온 절삭에서의 이송분력은 절삭시간 2분이 경과하면 절삭저항이 감소하는 경향을 나타내고 있다. 이 시점에서 배분력이 급격히 증가한 사실로 보아 상온 절삭조건에서는 절삭시간 2분경에 공구마멸의 발달이 현저히 진행됨과 동시에 공구의 결손과 밀접한 관계가 있다고 사료된다.

지르코니아계 세라믹스의 절삭에 있어서 분



Cooled Cutting		Normal Cutting	
○	F _v	●	F _v
△	F _t	▲	F _t
□	F _r	■	F _r

Cutting Speed: 10m/min Depth of Cut: 0.2mm
Feed: 0.07mm/rev

Fig. 7 Relation of cutting time and cutting force

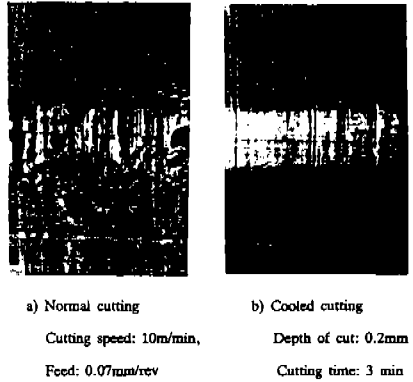
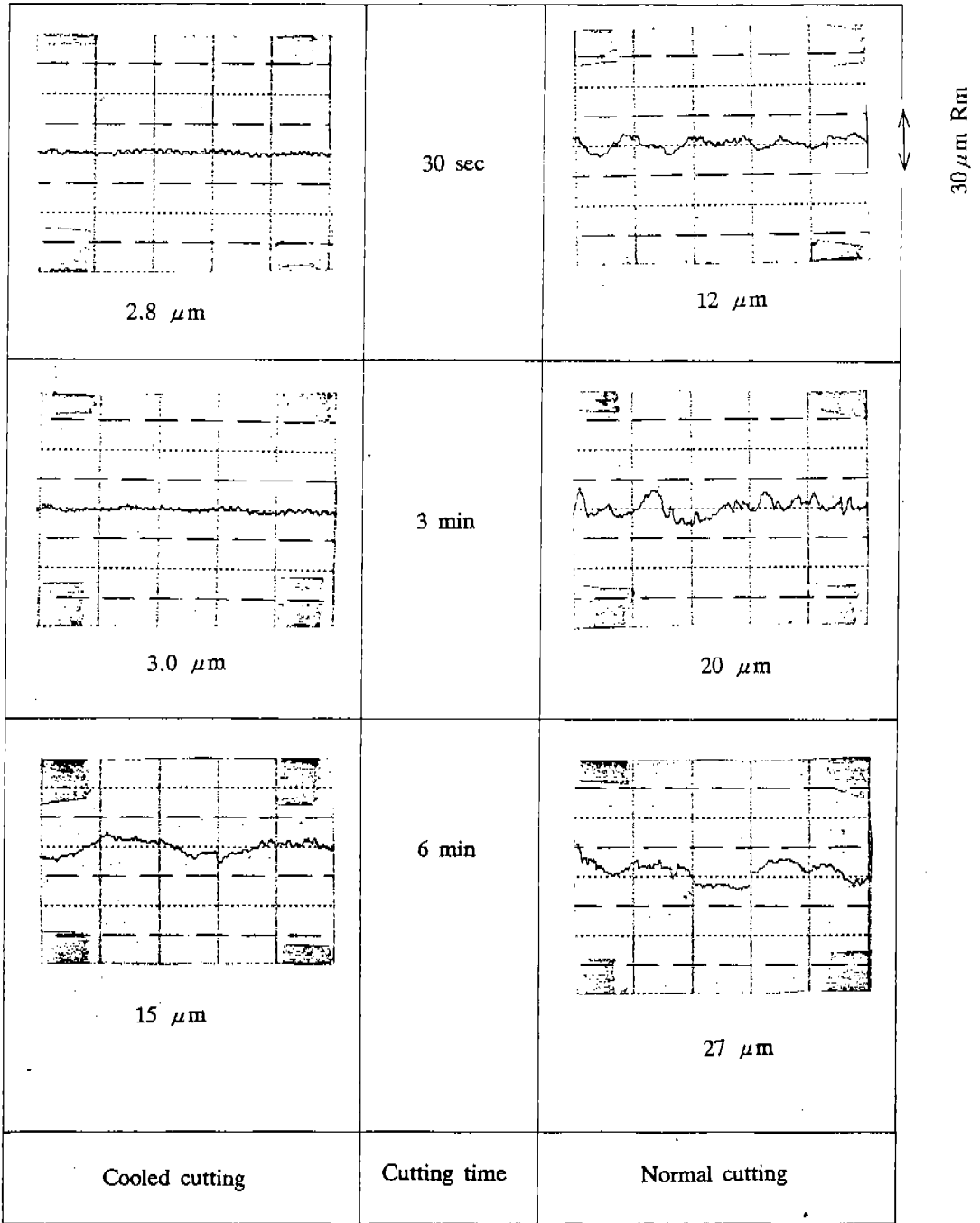


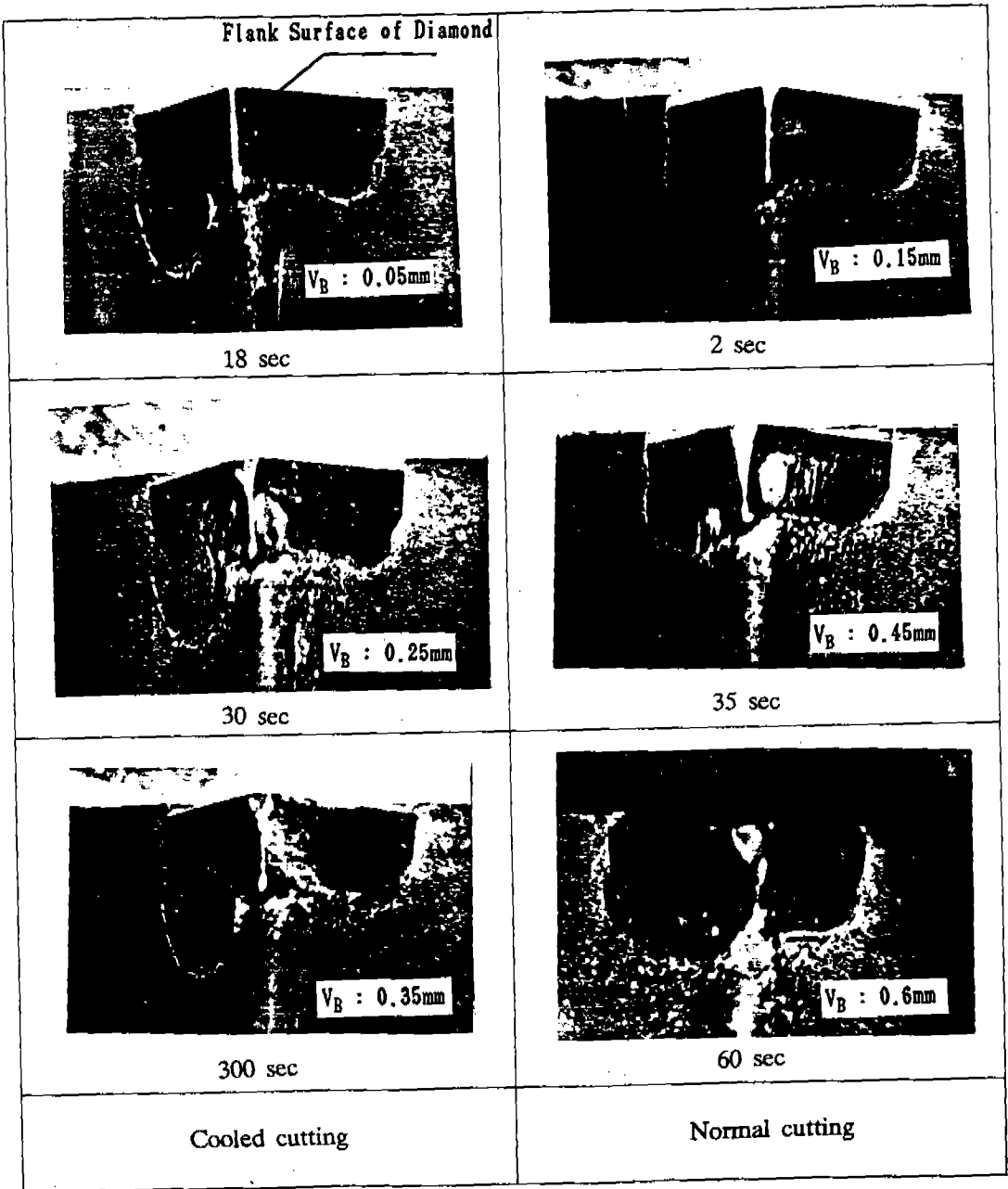
Fig. 8 Machining surface of normal and cooled cutting

말로 나타나는 칩은 공구의 인선이 예리한 경우 전성파괴에 의하여 생성되기 때문에 균열형 칩이 되지만 공구의 인선이 마멸되고 결손이 발생하면 가공면의 균열이 크게 발달하여 결손부분의 피치가 크게 되고 공구와 피삭



Cutting speed: 10m/min, Depth of cut: 0.2mm Feed: 0.07mm/rev

Fig. 9 Relation of cutting time and surface roughness



Cutting speed: 10m/min,

Depth of cut: 0.2mm

Feed: 0.07mm/rev

Fig. 10 Typical patterns of flank wear of sintered diamond tool.

재와의 접촉저항이 작용하는 시간적인 역할이 감소하여 이송분력은 감소하나 배분력은 증가하는 것으로 생각된다. 반면에 냉각절삭에서의 절삭저항 추이를 보면 절삭저항의 원만한 상승은 보이고 있으나 급격한 형태의 절삭력 추이는 나타나고 있지 않다. 따라서 공구 내부의 냉각효과가 공구마멸의 진행을 억제하는 효과가 있을 뿐만 아니라, 공구 결손의 방지에 도움이 되는 것으로 사료된다. 그 결과로 Fig. 8의 가공면 형상을 일례로 근거를 볼 수 있으며, 절삭시간 3분 경과에서의 표면성상을 나타내고 있다. 냉각절삭조건에서는 절삭시 지르코니아계 세라믹의 미세파괴는 발생되지 않고 있음을 증명하고 있으며, 그 반면에 상온 절삭표면은 미세파괴와 더불어 중, 대규모파괴의 흔적을 나타내고 있다. Fig. 9는 절삭시간 30초, 3분, 6분 경과후의 표면 거칠기로서 30초 절삭후의 냉각절삭 조건상의 표면거칠기는 $2.8 \mu\text{m } R_{\text{max}}$ 인 반면 상온 절삭시는 $12 \mu\text{m } R_{\text{max}}$ 로서 약 4배의 표면거칠기 정밀도 향상을 보이고 있다. 절삭시간 3분이 경과하면 냉각절삭조건은 상온절삭조건보다 약 6배 정도의 표면거칠기 향상을 보임으로서 냉각절삭조건에서는 공구마멸 및 공구결손의 변화가 표면거칠기에 극히 적게 영향을 미치고 있음을 나타낸 반면, 상온절삭에서는 그 영향의 폭이 급격히 증가하고 있음을 알 수 있다. 그러나 절삭시간 6분이 경과하면 약 1:2의 정밀도 관계를 유지하며 냉각 및 상온절삭 모두에서 공구의 마멸과 결손이 진행되었음을 알 수 있다. Fig. 10은 다이아몬드 공구의 플랭크 마멸 진행상황을 나타내고 있으며 냉각 및 상온절삭 어느 경우에서나 공구마멸면은 찰과흔의 현상을 나타내고 있다. 또한 절삭저항은 공구인선의 선단부에 집중적으로 미치고 있을 것으로 사료된다. 따라서 절삭온도는 공구의 인선으로부터 각각 1.0mm와 1.2mm 떨어진 위치에서 측정된 온도분포보다 훨씬 상회한다고 예상되며 상온절삭에서의 온도 분포는 600°C 이상으로 나타나는 것이라고 판단된다. 또한 소결다이아몬드 공구의 열전도 계수 (Heat transfer coefficient)가

$100 \text{ cal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{k}$ 인 점을 감안할 때 공구선단부의 온도상승은 절삭개시부터 국부적인 부분에 급격히 상승한다고 생각된다.

다이아몬드 공구는 누우프 경도 (Knoop hardness)가 $7,200 \text{ kg/mm}^2$ 로 여타 공구에 비하여 절삭성에 우수한 성능을 보이고 있으나 공구온도가 600°C 이상이 되면 산화 및 탄화가 되어 공구의 마멸과 결손 형태를 유발시키며, 반면에 절삭온도를 억제할 경우 공구의 마멸과 결손의 형태는 감소하는 것으로 판단된다.

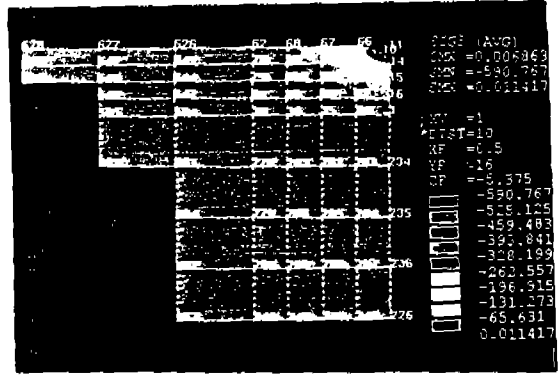
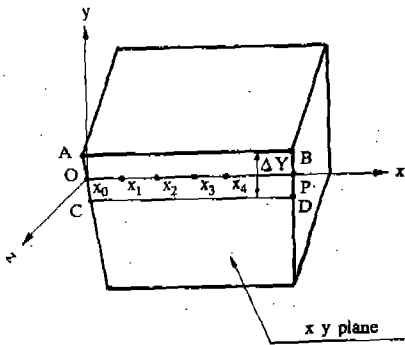
4.3 공구면의 응력해석

앞에서 설명한 바와 같이 지르코니아계 세라믹을 소결다이아몬드 공구로 절삭할 때, 10 m/min 범위의 절삭속도 영역에서 공구의 플랭크면에 생기는 유리 손상은 공구인선의 응력분포와 밀접한 관계가 있다고 생각된다. 따라서 공구의 플랭크면과 피삭재간의 접촉마찰을 동반하는 탄소성 접촉상태라고 가정하고, 인서트 형식의 소결다이아몬드 공구, 초경공구 및 삼크면의 최대 주응력값이 공구인선 직하에 발생된다¹¹⁾는 가정을 적용하였다. 절삭시간 1분 일때의 주절삭력 $F_v 20/15 \text{ kgf}$, 이송분력 $18/4 \text{ kgf}$, 배분력 $42/35 \text{ kgf}$ 으로 앞의 수치는 상온절삭저항, 뒤의 수치는 냉각 절삭저항치를 각각 적용하였다.

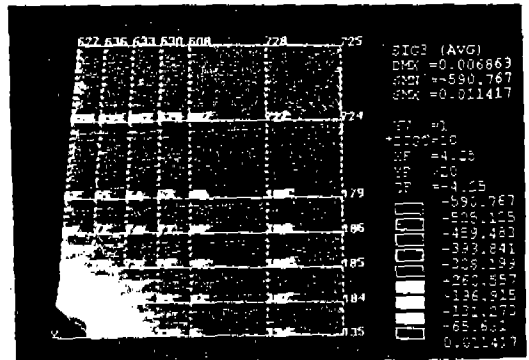
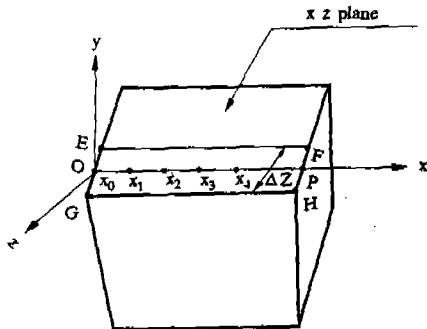
공구의 각 경계층에 대한 물성치 및 형상정수를 이용하여 마찰 접촉에 있어서 응력장의 계산을 행하였다. 즉 이것은 3차원 탄성론¹²⁾을 이용하여 수치계산 결과는 Ansis Version 4.4 프로그램에 의하여 해석하였다. Fig. 11에서 나타낸 바와 같이 인선을 접촉영역이라 할 때 X선상의 구간 op를 접촉영역으로 보고, 소결다이아몬드의 인선선단 점 O(x, y, z)에 있어서 X축 방향의 응력을 σ_x , Y축 방향의 응력을 σ_y , Z축 방향의 응력을 σ_z 라 할 때, 전단응력은 다음과 같다.

$$\tau_{xy} = \frac{1}{2} (\sigma_1 - \sigma_2)_{xy} \sin 2\theta_x \quad (1)$$

$$\tau_{xz} = \frac{1}{2} (\sigma_1 - \sigma_2)_{xz} \sin 2\theta_y \quad (2)$$



X - Z plane



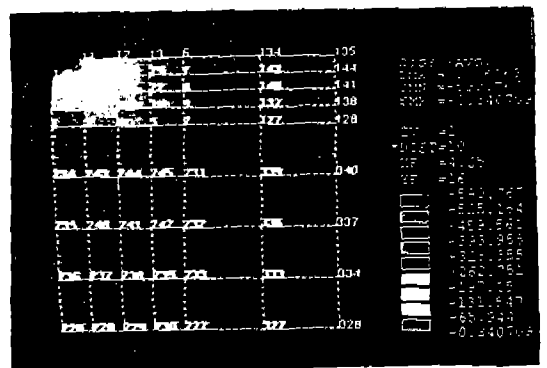
Y - Z plane

Fig.11 Tool edge line op and auxiliary lines in a general three-dimensional cutting tool body

$$\tau_{yz} = \frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_2)_{yz} \sin 2\theta_x \quad (3)$$

즉, 수치계산에서 이용한 수치하중을 공구 마멸면에 작용하는 Y 방향의 주절삭저항(Fv)이라 하고, 이송분력(Ff)을 Z 방향의 절삭저항, 배분력(Fr)을 X 방향의 절삭저항과 공구마멸면적의 측정결과에 의하여 근사적으로 구한다.

Fig.12는 공구인선부의 변위(deflection)값을 나타낸 일례로서 상온절삭시의 변위는 6.86 μm인 반면 냉각절삭조건에서는 6.12 μm의 값으로 계산되었다. Table 4는 공구상면과 플랭크면의 계산치를 나타낸 것으로 마찰계수(μ)는 다음과 같이 얻어진다.



X - Y plane

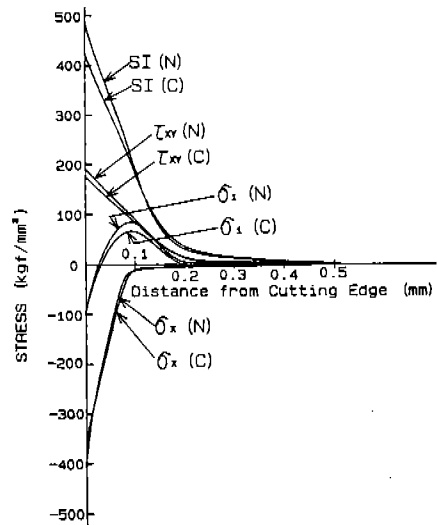
Fig.12 Deflection pattern of diamond tool

$$\mu = \frac{\tau_{xy}}{\sigma_y} \quad (4)$$

Table 4 Calculation of stress for flank surface

Cooled cutting											
Node No.	Stress Ymm	σ_x	σ_y	σ_z	τ_{xy}	τ_{yz}	τ_{zx}	σ_1	σ_2	σ_3	SI
		10	0	-358.0	-222.1	-168.3	176.8	-78.85	106.3	-99.64	
14	0.0262	-10.56	-103.7	10.69	89.95	-30.41	-11.03	66.77	-9.07	-161.2	228.0
15	0.0524	-12.79	-30.46	-3.474	14.88	-0.1112	2.341	-1.58	-6.069	-39.08	37.50
16	0.0786	-2.512	-12.07	0.2378	6.404	-0.2242	0.2549	1.124	-0.1678	-15.30	16.43
1	0.10480	-1.561	-6.109	-0.3038	2.637	-0.039	0.1669	-0.06	-0.585	-7.328	7.267
234	0.1834	-0.196	-2.534	-0.342	0.6702	-0.043	0.0667	0.113	0.0021	-1.289	1.403
226	0.419	0.0209	-0.442	0.023	0.0708	-0.0013	-0.0052	0.035	0.020	-0.454	0.489
Normal cutting											
10	0	-404.5	-223.6	-204.7	192.8	-90.81	128.1	-99.85	-142.3	-590.8	490.9
14	0.0262	-6.824	-93.29	14.77	97.49	-35.75	-13.96	83.87	-9.088	-160.10	244.0
15	0.0524	-12.41	-21.56	-2.89	13.78	1.15	2.07	0.047	-5.17	-31.70	31.79
16	0.0786	-1.985	-7.164	0.765	5.716	0.458	0.015	2.15	0.33	-10.88	13.04
1	0.1048	-1.408	-3.65	-0.15	2.25	0.31	0.07	0.305	-0.45	-5.06	5.37
234	0.1834	-0.131	-1.532	0.252	0.667	0.045	0.068	0.096	-0.003	-1.314	1.411
226	0.419	0.0192	-0.330	0.0208	0.0573	0.007	-0.006	0.0325	0.0178	-0.340	0.373
		Normal Stress			Shear Stress			Principal Stress			Stress Intensity

공구상면 인선부의 마찰계수는 상온절삭에서의 계산결과가 0.86으로 냉각절삭의 마찰계수값 0.79보다 크게 형성되고 있다. 한편 플랭크면의 인선으로부터 0.0262mm 떨어진 부분의 마찰계수는 상온절삭시의 1.04에 비하여 냉각절삭조건에서는 0.86으로 각각 나타나고 있으며 이 값은 절삭날의 선단부위보다 큰 마찰계수값을 갖고 있다. 그러나 Fig.13의 응력분포도를 고려할 때 상온, 냉각절삭 구분없이 공히 주응력은 접촉개시점에서 최대가 된다. 플랭크면에서의 주응력(σ_1)이 인선으로부터 거리가 0.2mm까지 압축과 인장응력이 접촉표면에 대하여 평행하고, 응력에 의한 소결다이아몬드파괴되면 공구의 결손은 접촉면에 대해서 수직방향으로 생기고 또한 유리손상이 일어나는 가능성이 있다고 생각된다. 플랭크면을 기준으로 마찰계수가 최대치로 나타나는 1.04와 0.86인 부분의 주응력값은 상온절삭시 83.87kgf/mm²인 반면 냉각절삭에서는 66.77kgf/mm²로 냉각절삭의 주응력이 현격



Cutting Speed: 10m/min Depth of Cut: 0.2mm
Feed: 0.07mm/rev Cutting time: 1min

Fig.13 Stress distribution along flank surface

히 낮게 분포되는 것으로 보아 다이아몬드 공구면에 절삭저항이 증가하면 주응력의 증대에 의하여 공구의 결손이 생기는 가능성이 있다고 보겠다.

후 기

본 연구는 한국과학재단의 일반 기초연구의 일환으로 이루어졌으며, 이에 관계자 여러분께 감사를 드리는 바이다.

5. 결 론

난삭재로 일컬어지는 지르코니아계 세라믹스의 피삭성 향상을 위하여 소결다이아몬드 공구를 냉각시스템으로 구성하고 실험한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

1) 액화절소의 공구내부 순환시스템에 의한 공구의 냉각 결과 인선부는 경과시간 3분에 -190°C 에 도달되었다.

2) 절삭시간 100초 경과에 대하여 상온 절삭공구는 측정점을 기준으로 400°C 로 상승된 반면, 냉각절삭공구는 25°C 의 온도를 유지할 수 있다.

3) 절삭저항은 배분력이 주분력 및 이송분력보다 크게 작용하는 특징을 갖고 있으며, 절삭시 주응력의 최대치가 발생하는 인선부에서 주로 균열이 생성되어 최소 주응력 방향에 따라 발생, 성장, 탈락등의 주기를 형성하고 있으며 그 결과가 배분력의 파형으로 형성되고 있다.

4) 냉각절삭에 의한 표면조도는 상온절삭에 비하여 정밀도 향상을 기대할 수 있으며, 냉각조건이 공구마멸 및 결손 억제에 효과가 있음을 보여주고 있다.

5) 플랭크면의 마찰계수값은 인선선단으로부터 0.0262mm 떨어진 위치가 최대값으로 나타나고 있으며, 이 부분을 중심으로 공구의 결손은 접촉면에 대해서 수직방향으로 생기고 또한 유리 손상이 일어날 가능성이 있다.

6) 상온 및 냉각절삭조건에서의 마찰계수가 각각 1.04 와 0.86 인 경우 주응력은 8387kg/mm^2 와 66.77kg/mm^2 로 냉각절삭이 현격히 낮으며, 따라서 다이아몬드 공구면에 절삭저항이 증가하면 주응력의 증대에 의하여 공구의 결손이 일어난다.

REFERENCES

1. M. Iwase, K.T. Jacob and E. Ichise, 1986, Physical Chemistry of Mixed Conducting Zirconia Ceramics, SprechsaaI, Vol.119, No.4, pp.280-283.
2. O. Inoue, T. Wada and K. Horota, 1987, Machinability and Microstructure of $(\text{Ni}_{0.8}\text{Mg}_{0.2})\text{O}$ Ceramics, Journal of the Ceramics Society of Japan, Vol.95 No.10, pp.937-941.
3. M. Yoshikawa, 1986, Diamond and Ceramics Machining, Science of Machine, Vol.38, No.10, pp.19-26.
4. H.O. Juchem, 1975, New Developments in Ceramics and Semiconductor Machining in Germany, Industrial Diamond Review, Vol.6, pp.208-213.
- 5) K. Okamura, H. Nakagawa and D. Jin, 1985, Study on Machining of Fine Ceramics (1st Report) - Surface Formation in Transitional Cutting - JSPE, Vol.51, No.10, pp.122-128.
6. N. Narutaki, J.W. Lee, K. Noguchi and T. Mizutani, 1986, Machinability of Pre-sintered Ceramics(1st Report) - Machining of Low Purity Alumina Ceramics -, JSPE, Vol.52, No.11, pp.48-54.
7. T. Nakai, 1986, Machining Ceramics by Polycrystalline Diamond, Ceramics, Vol. 21, No.8, pp.683-688.
8. N. Ijima, H. Takeyama and M. Kashiwase, 1984, Study on Machining Performance of Sintered Diamond Tool and Its Wear Mechanism(2nd Report) - Thermo - Che-

- mical Wear Mechanism of Sintered Diamond Tool - JSPE, Vol.50, No.9, pp. 125-130.
9. K. Steinmetz, 1987, Nen-und Weiterentwicklungen auf dem Gebier der Polykristallinen Diamont-(PKD) Polykristallinen Bornitrid-(PKB) Schneidstoffe, Harte Werkstoffe VDI-ADB, pp.1-27.
 10. E.P. Butler, 1985, Transformation Toughened Zirconia Ceramics, Materials Science and Technology; Vol.1, pp.417-432.
 11. T. Sugita, K. Ueda and T. Hashimoto, 1985, Fracture Mechnics Study on Micro-Cutting of Ceramics - Mechanism of Material Removal Process with Residual Crack - JSPE, Vol.51, No.10, pp.116-121.
 12. J. Dally and W. Riley, 1978, Experiemental Stress Analysis, Library of Congress Cataloging in Publication Data, pp.512-515.