部分安定化ジルコニア薄板の研削による 残留応力と曲げ変形*

水谷 勝己** 村田 一夫** 田中 芳雄***

Residual Stress and Bent Deformation Induced by Grinding
of Thin Plate of Y-TZP

Katsumi Mizutani, Kazuo Murata and Yoshio Tanaka

Residual stress and bent deformation induced by diamond grinding of thin plate are studied on yttria-doped tetragonal zirconia polycrystals (Y-TZP). It is focussed to clarify the stresses and the deformations of the plates of various thicknesses by relating them with grinding conditions, and to confirm the role of phase transformation from tetragonal to monoclinic in Y-TZP on the stress and the deformation. The plates were ground with a machine of reciprocatory table type and their residual stress and bent deformation were measured with an X-ray stress analyzer and a profile tester, respectively. A model of partial expansion due to the phase transformation under the ground surface in Y-TZP was treated to calculate the stress and the deformation. The stresses and the deformations between measured and calculated were compared. The results are as follow. (1) The residual stress is compressive under the ground surface and becomes slightly smaller with decrease in the thickness of the plate. (2) The bent deformation shows parabola being convex on the ground surface and becomes very large with decrease in the thickness of the plate. (3) Change in work speed affects the residual stress and the bent deformation more largely than change in wheel depth of cut does. (4) The residual stresses induced by the phase transformation are distinguished from those by another causes.

Key words: grinding, residual stress, bent deformation, Y-TZP, thin plate, ceramics

1. 緒 言

部分安定化ジルコニアは正方晶から単斜晶への応力誘起変態によって負荷のエネルギーを吸収するため常温で高強度、高じん性を示す¹⁾。また、結晶粒が小さいので良好な仕上面が得られやすく、研削加工によって鏡面とすることも可能である²⁾。そのためこの材料は刃物などのように薄板でも十分な強度が必要で、かつ滑らかな表面が要求される部材にしばしば用いられる。研削によって薄板を仕上げる場合、塑性流動型の材料除去を呈するこの材料にあっては塑性変形を主因とする加工変質層の形成が考えられ、残留応力やこれに伴う部材の曲げ変形が生じる。これらは強度や形状精度に大きな影響を与える。

そこで、本研究では、まず、板厚の異なる部分安定化ジルコニア薄板を各種の条件で平面研削しそれによって生じる残留応力と曲げ変形を実験的に調査した。ついで、この材料の残留応力や曲げ変形が主として加工時の正方晶から単斜晶への変態による局部的体積膨張によって生じると考えた場合のモデルを設定し、これを用いて残留応力や曲げ変形を求め、それらと実験結果を対比させて考察した。

2. 実 験 方 法

実験に使用した部分安定化ジルコニアセラミックスは、助剤として3mol%の Y_2O_3 を含むジルコニアパウダから作成している(そのためこのジルコニアをY-TZPと記す)。まず、薄板状に加圧成形し、1500℃で焼成を行った。さらにその両面を研削して所定の板厚に仕上げ、その後1200℃で残留応力除去のための焼きなましを施した。試料の形状は、30mm×30mmの正方形で、板厚は0.25mm, 0.5mm, 0.75mm, 1.0mmの4種類とした。

* 原稿受付 昭和63年 9月11日。昭和62年度精密工学会関西地方定期学術講演会(昭和62年 7月16日)にて発表

** 正会員 大阪府立産業技術総合研究所(大阪市西区江之子島2-1-53)

*** 正会員 大阪府立大学工学部(大阪府堺市百舌鳥梅町4-804)

Table 1 Mechanical properties of Y-TZP

Bending strength	1200 MPa
Young's modulus	2.06×10^5 MPa
Poisson's ratio	0.31
Fracture toughness	12 MN/m ^{3/2}
Hardness	Hv 13000 MPa

Table 2 Dressing conditions of grinding wheel

Wheel	WA 200
Wheel depth of cut	15 μ m
Peripheral wheel speed	1400 m/min

Table 3 Grinding conditions

Wheel	SDC140N125B, 200(D) $\times$ 8(W)
Peripheral wheel speed	1600 m/min
Work speed	5 6.7 10 20 m/min
Wheel depth of cut	5 10 15 20 μ m
Cross feed	1.5 mm
Grinding fluid	NEOCOOL G2

これらを角板の試料台にワックスを用いて固定し研削に供した。表1に、薄板試料と同条件で製作した標準寸法材の機械的性質を示す。

研削実験は横型平面研削方式で行った。上述のY-TZP試料を横および前後方向に送ることによって片面全体を研削し、同時に研削抵抗を測定する。用いた研削盤は精密平面研削盤（株）岡本工作機械製作所 CF G-52）であり、動力計は水晶圧電式のものである。ブレーキドレッサによるダイヤモンド砥石のドレッシング条件を表2に、研削条件を表3に示す。

研削後には試料の残留応力と曲げ変形などの測定を行った。曲げ変形は触針式粗さ測定器（株）小坂研研究所 SEF-3FK）によって測定し、さらに試料表層部の残留応力はX線応力測定装置（株）リガク MSP-2M）によって、結晶構造はX線回折分析装置（株）リガク PMG-A2）によって測定した。

3. 実験結果

3.1 残留応力

X線によって残留応力を測定するためにCr-K α 線を用い、正方晶ジルコニアの(313)面からの回折線に注目した。この面は回折プロフィールのピークが比較的高角度側（回折角 2θ が約 152° ）にあり、しかも他の面のピークとは分離されているため $\sin^2\psi$ 法によって応力測定を行うのに好都合である。具体的には、試料面法線と結晶面法線とのなす角 ψ を種々変えた時の(313)面の回折角 θ を半価幅法によって求め、これか

Fig.1 Residual stresses, σ_x, σ_y related with the thickness of work plate, h

ら $2\theta - \sin^2\psi$ 線図の傾き M を最小2乗法で決定し、これを次式に代入することによって残留応力 σ の値を求めた³⁾。

$$\sigma = \frac{E}{2(1+\nu)} \cdot \cot \theta_0 \cdot \frac{\pi}{180} \cdot M \quad (1)$$

ここで、 E :縦弾性係数、 ν :ポアソン比、 θ_0 :無ひずみ時の回折角であり、本実験に用いたY-TZPのこれらの定数は次の通りである。

$$E = 2.06 \times 10^5 \text{ MPa}, \quad \nu = 0.31, \quad \theta_0 = 76.54^\circ$$

なお、 θ_0 のこの値は焼成後に加工を施していない試料の回折角を測定したもので、これを無ひずみ時の回折角とした。測定は主に試料の拘束を解放した状態での研削加工面において行った。

まず、研削加工後の残留応力の特徴および残留応力と板厚の関係を調べる。図1は砥石切込み深さ A が $10 \mu\text{m}$ 、被削材送り速度 V_w が 10 m/min の条件で片面を研削加工した時の研削加工面および非研削加工面の残留応力（研削方向を σ_x 、研削方向に垂直な方向を σ_y とする）と板厚 h の関係を示したものである。図中の残留応力は圧縮の場合を負で表している。同図によると、研削加工面には大きな圧縮の残留応力が生じ、その圧縮応力は研削方向に垂直な方向の方（ y 方向）が研削方向のもの（ x 方向）よりも大きくなっている。このような特徴は他の研究でも認められており⁴⁾、セラミックスの研削に共通するものであると思われる。また板厚 h の変化に対しては、研削加工面の圧縮残留応力は x, y 方向とも h が小さくなると若干減少する傾向にある。一方、裏側の非研削加工面では小さい圧縮の残留応力が生じている。なお、試料をワックスで試料台に固定した状態でも研削加工後の残留応力を一部測定したが固定状態と解放状態の差はわずかであっ

Fig.2 Residual stresses, σ_x, σ_y related with wheel depth of cut, Δ

Fig.3 Residual stresses, σ_x, σ_y related with wheel depth of cut, Δ and work speed, V_w ($\Delta \cdot V_w = 100 \text{ mm}^2/\text{min}$)

た。これは、固定をはずしたときに生じる曲げ変形によって解放される応力は小さいことを示している。

次に、残留応力と研削条件の関係を調べる。砥石の粒度を変えた結果については既に報告されている⁵⁾ので、ここでは粒度を一定とし、加工能率に關係する砥石切込み深さ Δ や被削材送り速度 V_w を変えた。図2に、板厚 h が 0.75 mm のものについて V_w を 10 m/min に定め Δ を変化させた時の研削加工面の残留応力を示す。この時測定した研削抵抗(背分力)は砥石切込み深さに比例して増加していた。しかし残留応力 σ_x, σ_y は、 Δ が増加してもこの範囲内での変化の傾向は明確でない。

また、図3は単位幅あたりの材料除去率 $Z' (= \Delta V_w)$ が一定($100 \text{ mm}^2/\text{min}$)になるようにして V_w と Δ を共に変化させた時の研削加工面の残留応力である。この図では V_w が増大(Δ が減少)するに伴って圧縮の残留応力は明確に増加している。なお、 Z' を一定としたこの場合、いずれも研削抵抗はほぼ同じ値であった。

さて、図2や図3は残留応力は砥石切込み深さの影

Fig.4 Change in grain depth of cut, g_a based on grinding geometry

響をあまり受けず、主として被削材送り速度によって変化することを示している。この状況を研削の幾何学と対応させて検討してみる。図4は研削の切りくず形状を Δ と V_w の影響のみに着目して模式的に示したものである。残留応力の大小に対応する研削後の材料の変質の程度は、研削後に仕上面となる面(以下仕上面と記す)下の点として、任意の点 P を考えた場合 P から最も近い点 A を切削する時の切削深さ g_a や A から P までの距離 d_{AP} のようなものに関係しているであろう。前者が大きい場合は変質の程度は大きくなり後者が大きい場合は逆に小さくなる。 V_w を一定にして Δ を増加する(例えば $\Delta_1 \rightarrow \Delta_2$)ことにより P 直上の材料を除去するために必要な砥粒通過回数が増加すると共に、 g_a, d_{AP} の大きな部分の切削が追加されることになるが、図2のように Δ を8倍変化させても残留応力に明確な差が見られないことは、変質の程度は切削位置が遠ざかるにしたがい急速に減少することを示すものである。すなわち、仕上面に近い部分の切削が変質の程度を決定する。そのため V_w を大きくしたとき($V_{w1} \rightarrow V_{w2}$)には、 Z' が一定の条件であっても仕上面に近い部分では g_a が大きく d_{AP} が小さくなり、これら双方の影響により変質の程度が大きくなり、残留応力が大きくなるものと考えられる。

3.2 曲げ変形

試料の曲げ変形量は研削面の形状を、研削面の中央を通る研削方向(これを x 方向とする)、同じく中央を通る研削に垂直な方向(これを y 方向とする)に沿って測定して求めた。

図5は $h=0.5 \text{ mm}$ の試料片面を $\Delta=10 \mu\text{m}$ 、 $V_w=10 \text{ m/min}$ で研削した場合の研削に垂直な方向(y 方向)の研削面形状をそれぞれ、(a)試料がワックスによって試料台に固定された状態、(b)試料の固定を解放した状態について示したものである。曲げ変形は固定された状態では認められず、固定を解放することによって生じる。その断面上の変形は研削面を凸とする放物線形状である。そこで、この形状を $Z = -by^2$ で表示し、 $y=0 \text{ mm}$ 、 $y=\pm 12.5 \text{ mm}$ のときの Z の値から b を求めた。図5の場合 $b=4.35 \times 10^{-4} \text{ mm}^{-1}$ である。このように放物

Fig.5 Profiles of ground surface of work plate under two constraints ($h=0.5\text{mm}$, $\Delta=10\mu\text{m}$, $V_w=10\text{m/min}$)

Fig.6 Coefficients of bent curve, a, b related with the thickness of work plate, h

線近似した時の Z の値を図5から実測したものと比較すると $-12.5 \leq y \leq 12.5$ の両者の差は高々 $2\mu\text{m}$ であった。したがって曲げ形状を放物線で近似してもさしかえないものと見なされる。同様に、研削面の x 断面の形状も $Z=-ax^2$ で近似することができるため曲げ変形を係数 a や b で表示することとし、これらを種々の条件の場合について調査する。

図6は板厚 h と曲げ変形の係数 a, b との関係を示したもので、研削条件は $\Delta=10\mu\text{m}$, $V_w=10\text{m/min}$ である。同図によると曲げ変形は研削方向よりも研削方向に垂直な方向の方が大きい。そしてその曲げ変形曲線の係数 b は、 $h=0.25\text{mm}$ の場合に $h=1.0\text{mm}$ の場合の約16倍を示しており、ほぼ板厚の比の2乗に逆比例している。図7に $V_w=10\text{m/min}$ の場合の砥石切込み深さと曲げ変形の係数との関係を $h=0.75\text{mm}$ のものについて示す。 Δ の増加に伴い a, b はやや増加するように見られるがその量はわずかである。また、図8に $Z'=100\text{mm}^2/\text{min}$ のも

Fig.7 Coefficients of bent curve, a, b related with wheel depth of cut, Δ

Fig.8 Coefficients of bent curve, a, b related with wheel depth of cut, Δ and work speed, V_w under constant $\Delta \cdot V_w$

とでの被削材送り速度（砥石切込み深さ）と曲げ変形の係数との関係を $h=0.75\text{mm}$ のものについて示す。 a, b は、 Δ の減少にもかかわらず V_w の増加に伴い増加している。以上のように曲げ変形と研削条件（砥石切込み深さ、被削材送り速度）および方向（研削方向およびこれに直角な方向）との関係は残留応力の場合とほぼ同じ傾向を示しており、残留応力と曲げ変形は密接な関係にあることが予想される。ただ板厚の変化に対しては曲げ変形の方がはるかにその影響を受けやすい。

4. 考 察

残留応力や曲げ変形生成の一つのモデルとして正方晶→単斜晶への変態によるものを考えるにあたり、ここで用いた試料がこの相変態を生じていることを確認する。図9は研削前後の試料を $\text{CuK}\alpha$ 線でX線回折分

Fig.9 X-ray diffraction profiles for as-fired and ground surface (CuK α radiation)

析した結果で、研削後の回折図形には $2\theta=28^\circ$ 付近で単斜晶(11 $\bar{1}$)面の回折によるピークが出現している。したがって、いまの研削の場合にも試料表層部は単斜晶へ変態することによって体積膨張を生じ、これが試料全体でつり合うように残留応力や曲げ変形を生成すると考えられる。

いま、研削によって表層からある深さのところでは正方晶から単斜晶への変態が τ の割合で生じていると考える。その部分での線ひずみはこの変態による体積膨張の線膨張係数を α とすれば $\alpha\tau$ で表され、熱膨張によるものと類似している。したがって、 τ を温度差、 α を熱による線膨張係数に等価なものとして取り扱えば、いま対象としているモデルを表層部に温度勾配が存在する板の熱による曲げ問題に置き換えることができる。この曲げ問題で板の拘束条件が自由である場合の厳密解が求まっているので、この解を援用する⁶⁾。

その結果、座標系を図10のごとく板の中央面の $x=y=0$ の点を原点とする直角座標として定めれば、 τ が z 方向のみに変化する場合の残留応力 $\sigma(z)$ や中央面の z 方向の変形量 $W(x,y)$ は、

$$\sigma(z) = E\alpha(n_\theta - \tau + 2m_\theta)/(1-\nu) \\ W(x,y) = -\alpha m_\theta (x^2 + y^2) \quad (2)$$

ただし、

$$n_\theta = \frac{1}{h} \int_{-h/2}^{h/2} \tau dz, \quad m_\theta = \frac{12}{h^3} \int_{-h/2}^{h/2} \tau z dz$$

で表される。

ここで、 E :縦弾性係数、 ν :ポアソン比、 h :板厚

式(2)を用いて σ 、 W を計算するにあたり、板の片面を研削した場合の τ の板厚方向の分布を図11に示すような二通りを想定する。それぞれの場合の n_θ 、 m_θ は、
矩形分布(一様分布)の場合:

Fig.10 Coordinates for Y-TZP plate

Fig.11 τ distribution of two types
(τ : The volume ratio of phase transformation)

$$n_\theta = \frac{\tau_m}{h} t, \quad m_\theta = \frac{6\tau_m}{h^3} t(h-t) \quad (3)$$

三角形分布の場合:

$$n_\theta = \frac{\tau_m}{h} t, \quad m_\theta = \frac{3\tau_m}{h^3} t(h-\frac{2}{3}t) \quad (4)$$

式(2)と式(3)、式(4)によれば W で表される曲げ形状は放物面で、その曲げ変形の係数は m_θ に比例、すなわち h^2 に反比例する($t \ll h$ と考えられるから)。これは図5、図6で示された実験結果の傾向と一致する。また、研削面($z=h/2$)、非研削面($z=-h/2$)における残留応力 $\sigma(z)$ は、

τ_m が矩形分布の場合:

$$\sigma(h/2) = -E\alpha\tau_m(1-4t/h)/(1-\nu) \\ \sigma(-h/2) = -2E\alpha\tau_m t/h(1-\nu)$$

τ_m が三角形分布の場合:

$$\sigma(h/2) = -E\alpha\tau_m(1-5t/2h)/(1-\nu) \\ \sigma(-h/2) = -E\alpha\tau_m t/2h(1-\nu)$$

で表され、研削面では強い圧縮を、非研削面では弱い圧縮を示す。また、 $\sigma(h/2)$ は板厚が小さくなると減少するが、その減少は t が h に比べて小さい場合にはわずかである。これらはまた図1で示される実験結果の傾向と一致している。

このように曲げ変形と残留応力のそれぞれの実験結果の特徴はここで用いた変態モデルにより説明される。そこでこのモデルにより残留応力と曲げ変形を関係づけ、その結果を実験結果と比較する。

曲げ変形曲線の係数が a (以下の数行の記述は b についても成立する)で与えられるときの研削面の残留応力 $\sigma(h/2)$ は、 τ_m が矩形分布をする場合には、

Fig.12 Relation between residual compressive stress, σ_m measured on ground surfaces and $t\sigma(h/2)$ calculated from equation (5)

$$\sigma(h/2) = -\frac{Eah^2}{6t(1-\nu)} \quad (5)$$

ただし, $t/h \ll 1$

a が実測されていれば変態層深さと残留応力の積 $t\sigma(h/2)$ が計算される。図12は研削面残留応力の実測値 σ_m と $t\sigma(h/2)$ の関係を示したものである。この図には二つの興味深い特徴が存在している。その一つは図の $\sigma_m - t\sigma$ 曲線は0に近い $t\sigma$ のときでもかなりの大きさの σ_m を持つことである。 $t\sigma$ は変態モデルに基づいて計算されているから研削面には変態以外の原因で生じた残留応力成分が存在していることになる。先の図9によれば、 $2\theta = 30^\circ$ 付近での正方晶(111)面の回折図形は研削後にはピークが低下し幅が広がることを示していた。このような回折図形の変化は表層部の塑性変形などによるものと見られるから、表層部の塑性変形は、また、残留応力を支配する重要な因子であると考えられる。図12が示す他の特徴は、 $\sigma_m - t\sigma$ 曲線が $t\sigma$ の小さいところを除いてほぼ直線になることである。その直線を延長した時の $t\sigma = 0$ での σ_m を前述の変態以外による残留応力成分とみなせば、それを減じた σ_m と $t\sigma$ の関係は $t\sigma$ の小さいところを除いて t が一定の変態モデルに適合するものとして取り扱うことができる。その直線の勾配から t を求めれば $t \approx 8 \mu\text{m}$ と推定される。 τ_m の分布が三角形状である場合には $t \approx 16 \mu\text{m}$ である。 τ_m の分布に関しては今後の詳細な検討を必要とするが、いま考えたいずれの場合でも変態層の深さは比較的浅い。式(2)によれば、残留応力は変態層内では圧縮であるがそれを越えると引張りに転じる。そのため変態層を越えるき裂が残存する場合には残留応力は強度を低下させることになる。

5. 結 言

Y-TZP 薄板の平面研削加工後の残留応力と曲げ変形をSDC140N125B 砥石を用いた研削実験によって調べた。また、その残留応力と曲げ変形を相変態による局所的体積膨張に起因するものとして求め実験で得られたものと比較検討した。その結果は次の通りである。

- (1) Y-TZP 薄板の研削面には大きな圧縮の残留応力が生じ、非研削面には小さな圧縮の残留応力が生じる。その研削面の圧縮残留応力は研削方向よりもそれと垂直な方向で大きくなり、板厚が小さくなると若干減少する。
- (2) 曲げ変形は板の拘束を解放することによって加工面が凸の放物面形状に生じる。板厚が小さくなると曲げ変形は板厚比の二乗に逆比例して増加する。
- (3) 残留応力や曲げ変形は砥石切込み深さの変化には鈍感で、被削材送り速度の増加と共に大きくなる。
- (4) 実験で得られた残留応力と曲げ変形には相変態による体積膨張以外の要因によって生じた部分が存在するが、特徴的な傾向はその変態によるものと一致する。また両者の比較から今の条件での変態層は、変態が表層から一様に生じるとした場合には $8 \mu\text{m}$ 程度、表層から内部へ一定の割合で減少するとした場合には $16 \mu\text{m}$ 程度であることが推定された。

最後に本研究の一部は日本化学陶業(株)からの受託研究によって行われたものであることを記して謝意を表します。また、研削実験に関してご協力をいただいた大阪ダイヤモンド工業(株)に深謝します。

参 考 文 献

- 1) 河波利夫: 高じん性ジルコニア, セラミックス, 20, 6(1985)518.
- 2) 貴志浩三, 市田良夫, 樋口 等: セラミックスの塑性流動型研削に関する研究, 昭和62年度精密工学会春季大会学術講演会講演論文集(1987)329.
- 3) E. Macherauch u. P. Müller: Das $\sin^2\psi$ -Verfahren der röntgenographischen Spannungsmessung, Z. angew. Physik, 13, (1961)305.
- 4) 岸本秀弘, 上野 明: 窒化ケイ素セラミックスの表面近傍残留応力, 第24回X線材料強度に関する討論会講演論文集(1987)20.
- 5) 近藤祥人, 黒島泰幸, 橋塚 豊, 佃 昭, 岡田昭次郎: Y-TZPの研削加工面, 窯業協会誌, 95, 12(1987)1223.
- 6) H. パークス(渥美 光訳): 熱弾性, 培風館(1973)46.