原 著 論 文

Notchless Triangular Prism 法破壊靱性試験における プリズム長の影響

高村 幸 秋池 成律 小松 繁樹 畑 好昭

Effect of Prism Length on the Notchless Triangular Prism Fracture Toughness Test

Takamura Miyuki, Akiike Shigenori, Komatsu Shigeki and Hata Yoshiaki

歯科補綴学的意義

Notchless Triangular Prism Fracture Toughness Test は、脆性歯科材料に適した新しい破壊靱性試験法である。しかし応用に先立ち、いくつかの測定条件の影響を明確にする必要がある。プリズム長もその1つである。セラミックスと硬質レジンを用いてプリズム長3条件の影響について比較検討し、短い場合は測定に影響することを明らかにした。これにより本試験法の応用時の適性が高まった。

抄 録

目的：Notchless Triangular Prism Fracture Toughness Test (NTP 法) のプリズム長の違いによるプリズム把持状態が及ぼす影響を明確にし、測定条件としてプリズム長を規定する。

方法：セラミックス (C) と硬質レジン (R) のプリズム材料2条件と、プリズム長3条件 8.0 mm, 12.0 mm, 16.0 mm (08, 12, 16) について NTP 法を行い、プリズムの破壊面分析と破壊までのプリズム把持金型の把持間隙の変位量 (Δd) および最大破壊応力値 (P_{max}) を測定して検討した。

結果：C と R ともにプリズム長が 08 は、破壊面分析で安定破壊像の偏りが観察された。また 12, 16 と比較すると 08 は Δd と P_{max} が有意に大きくなった。

結論：プリズム長を 8.0 mm に短縮すると、プリズム把持状態が不安定となり破壊靱性値に影響することから、プリズム長は 12.0 mm かもしれないそれ以上に調節すべきである。また本実験で用いたセラミックスの破壊靱性値 ($3.68 \pm 0.09 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$) は、硬質レジンの破壊靱性値 ($2.38 \pm 0.20 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$) より有意に高かった。

和文キーワード

破壊靱性, 機械的性質, 破壊面分析, コンポジットレジン, セラミックス

I. 緒 言

補綴装置の設計では、材料特性を総合的に評価し選択することが求められる。特に圧縮強さ、引張強さ、曲げ強さ、せん断強さなどの材料力学的評価は、補綴装置の予知性を大きく左右する基準であり、破損した場合においては、その原因の分析資料にもなる。しかし審美性の要求が高まり、セラミックス系脆性材料の用途が多様化してくると、材料力学による強さの評価では、理解できない予期せぬ破壊を経験する。これは構造体内部の欠陥への応力集中による破壊現象が、材料力学的評価に反して低い外力で起きることによる^{1,2)}。

このため材料力学評価に併せて、不連続部や、亀裂などの構造体内部の欠陥を認識した破壊力学評価も考慮して補綴装置を設計することが望まれる³⁾。

この欠陥を認識した材料の破壊力学評価値として、種々の破壊靱性試験により破壊靱性値 (K_{Ic}) が測定される。

これまで、破壊靱性試験のうち歯科医学領域での報告例は、日本工業規格、日本機械学会基準や米国材料試験協会規格で規定されている線形破壊力学における破壊靱性試験法で、Single Edge Precracked Beam Method (SEPB), Indentation Fracture Method (IF), Compact Tension Method (CT), Chevron-notched Beam Method (CNB), Chevron-notched Short Rod Method (CNS) によるものがある⁴⁻⁷⁾。しかしこれら試験法は、 K_{Ic} を算出する公式に統一性がないこと、亀裂の測定において実験者の経験的影響が大きいこと、亀裂の特定が困難となること、予亀裂や Chevron-notch の付与が困難であることが指摘されており、歯科材料によっては被験試料作製や測定条件などに問題が生じている⁸⁻¹¹⁾。

Ruse¹²⁾ らが CNS 理論を基に提唱した Notchless Triangular Prism Fracture Toughness Test (NTP 法) は、これまで CNS 法が抱える被験試料に関連する問題点を、被験試料をプリズムとプリズムを把持する金型 (プリズム把持金型) とし、被験試料の切りだしや予亀裂付与を不要とすることにより解決した方法である。また NTP 法は、象牙細管の異方性による象牙質の靱性の違い¹³⁾ や接着界面の靱性の違い¹⁴⁾ の測定

にも応用されており、歯科材料の破壊力学的評価法として期待される。

与那覇ら¹⁵⁾ は、本法の歯科材料への応用に先立ち、測定条件が K_{Ic} に及ぼす影響について検討し、プリズム把持金型のプリズム把持部のデザインを改良型とすること、またクロスヘッドスピードを 0.5~1.0 mm/min に、プリズムの表面粗さを 0.19~0.62 μm に、プリズムを把持したときのプリズム把持金型の間隙 (把持間隙) を最少に設定することを測定条件の基準として提案した。

さらに、NTP 法において、CNS 法と同様の応力集中によるモード I 型平面歪み破壊による安定破壊と、不安定破壊をプリズムに再現するためには、試験中にプリズム把持金型とプリズムの間の滑りによるズレがない強固な把持状態を維持することも重要である。

本論文の目的は、NTP 法のプリズム把持金型の設計とプリズム長との関連性に着目し、プリズム長の違いによるプリズム把持状態が及ぼす影響を明確にし、測定条件を規定することである。

II. 方 法

1. 実験装置と測定条件

万能材料試験機 (AG 2000, 島津製作所) を最大荷重 5 kN, クロスヘッドスピード 0.5/min とした引張荷重試験モードとし、ユニバーサルジョイントを用いて、与那覇ら¹⁵⁾ の提案したプリズム把持部に 15 度のテーパを付与したプリズム把持金型 (改良金型) を装着した (図 1)。改良金型の把持間隙の調整器具と 0.5 mm 間隙調整用スペーサーは Ruse ら¹²⁾ に準じた。

測定は、プリズム破壊までの把持間隙の変位量 (Δd) と最大破壊応力値 ($P_{\max}$) を解析用ソフト・トラペジウム (島津製作所) により記録した応力-変位曲線から求めた。

2. 因子と水準

プリズム長の違いによるプリズム把持状態の及ぼす影響が、プリズム材料の影響と関連しないことも明確にする必要がある。そこで実験では因子をプリズム長とプリズム材料の 2 因子とした (表 1)。

プリズムのデザインを図 2 に、改良金型とプリズム

図 1 NTP fracture toughness test device with modified prism specimen holder
 A : Auto-graph AG 2000 N and TRAPEZIUM 2
 B : Modified prism specimen holder
 改良型プリズム把持金型を装着した NTP 法実験装置
 A : オートグラフ AG 2000 N とトラペジウム
 B : 改良型プリズム把持金型

表 1 Factor and level
 因子と水準

Factor	Level		
Prism length	8.0 mm (08)	12.0 mm (12)	16.0 mm (16)
Prism material	GN-1 ceramics (C)	GN-1 composite resin (R)	

との関係を図 3 に示す。プリズム長は、8.0 mm、12.0 mm、16.0 mm (08, 12, 16) の 3 水準とした。12 は標準長であり、プリズム端部から中央に向かう片側約 6 mm (両側で約 12 mm) のプリズム底面のほぼ全面が改良金型の把持部に一致して把持される状態である。これに対して、08 は片側約 4 mm (両側で約 8 mm) のプリズム底面のほぼ全面は把持されるが、改良金型内では約 2 mm の把持部が余る状態である。また、16 は 12 と同様のプリズム把持状態であるが、プリズムの両端で約 2 mm プリズムが把持部を越える状態である。

プリズム材料は、材料力学的性質の異なる材料として GN-1 セラミックス (C, ジーシー) と GN-1 硬質レジン (R, ジーシー) の 2 水準とした。

Δd と P_{max} の測定は、これら組み合わせの 6 条件のプリズム 08 C, 12 C, 16 C, 08 R, 12 R, 16 R で繰り返し 6 回行った。

3. プリズムの作製

DENTAL CAD/CAM GN-1 システム (ジーシー)

Prism length=8.0mm, 12.0mm, 16.0mm(08, 12, 16)

図 2 Design of prism specimen for NTP fracture toughness test
 NTP 法プリズムのデザイン

図 3 Relationship between prism length and prism specimen holder
 プリズム把持金型とプリズム長の関係

に三角形の 1 辺を 6.1 mm、長さを 8.1, 12.1, 16.1 mm の 3 条件とした正三角柱のプリズムデザインを入力して C と R を切削機械加工した。切削には GN ボールエンドバー D-R 1.5 (ジーシー) を使用した。その後、切削機械加工した各条件のプリズム原型を # 600 のシリコンカーバイド耐水ペーパーにて研磨、調整し完成した。

完成したプリズムのサイズは、底面三辺と長辺の長さをデジタルマイクロメーター (ミットヨ) で 3 回計測して平均を求めた。また 3 面の中心線表面粗さの平均 (R_a) とプリズム荷重側稜線の最大粗さの平均 (R_w) をサーフコーダー (SEF-3400, 小坂研究所),

探針 (PUDJ 2, 小坂研究所) により 3 回計測して平均を求め, 均一な状態であることを確認した。

4. 破壊面分析

すべてのプリズム破壊面を分析電子顕微鏡 (JEOL 6330, 日本電子) により, C は 40 倍で R は 200 倍で観察し, モード I 型平面歪み破壊の特徴である安定破壊と不安定破壊を確認した。

5. 統計分析

モード I 型平面歪み破壊を確認した測定の Δd と P_{max} について, 有意水準 95% で Levene の誤差分散の等質性検定と二元配置分散分析および Tukey-Kramer post hoc test による比較検討を行った。

III. 結 果

1. 破壊面分析

図 4~9 に 6 条件のプリズム破壊面の SEM 像を示す。

12 C, 16 C, 12 R, 16 R の破断面像 (図 5, 6, 8, 9) は, 類似しており, その特徴はプリズム頂点から約 200 から 400 μm 範囲にわたり, 細かな鱗状の破壊面であるリバーパターンを示す a 部が, その後大きな平滑面の破壊面を示す b 部に連続する。これは

図 4 Fractogram of 08 C
a : Stable fracture, b : Unstable fracture
08 C の破壊面分析
a : 安定破壊, b : 不安定破壊

モード I 型平面歪み破壊の特徴である安定破壊像と不安定破壊像の連続像と一致する。しかし, 図 4 と 7 に示すように, 08 C と 08 R の破断面像では, 安定破壊像と不安定破壊像の連続像を観察するが, a 部の安定破壊像がプリズムのどちらかの辺縁に偏って進行する傾向が観察された。

2. Δd への影響

Δd のグラフを図 10 に, 二元配置分散分析表を表 2

図 5 Fractogram of 12 C
a : Stable fracture, b : Unstable fracture
12 C の破壊面分析
a : 安定破壊, b : 不安定破壊

図 6 Fractogram of 16 C
a : Stable fracture, b : Unstable fracture
16 C の破壊面分析
a : 安定破壊, b : 不安定破壊

図 7 Fractogram of 08 R
a : Stable fracture, b : Unstable fracture
08 R の破壊面分析
a : 安定破壊, b : 不安定破壊

図 9 Fractogram of 16 R
a : Stable fracture, b : Unstable fracture
16 R の破壊面分析
a : 安定破壊, b : 不安定破壊

図 8 Fractogram of 12 R
a : Stable fracture, b : Unstable fracture
12 R の破壊面分析
a : 安定破壊, b : 不安定破壊

図 10 Displacement of prism specimen holder gap (Δd) up to the prism fracture
プリズム破壊までのプリズム把持金型の把持間隙の変位 (Δd)

表 2 Two way ANOVA results for the displacement of prism specimen holder gap (Δd)
プリズム把持金型の把持間隙変位の二元配置分散分析

Source	df	Sum of squares	Mean square	F-value	P-value
Prism material : A	1	2.15	2.15	249.01	<0.0001
Prism length : B	2	0.25	0.13	14.62	<0.0001
A×B	2	0.04	0.02	2.50	0.10
Residual	30	0.26	0.01		

に示す。Levene の誤差分散の等質性検定の結果は、 Δd は F 値 2.739, 有意確率 0.079 で等分散性が認められた。二元配置分散分析の結果は、主効果プリズム長とプリズム材料でそれぞれ有意差を認め、交互作用効果は認めなかった。Tukey-Kramer post hoc test の結果は、プリズム材料では棄却値 0.063 で C に比較して R が有意に大きい値を示し、プリズム長では 08 と 12 間そして 08 と 16 間において棄却値 0.094 で有意に 08 が大きい値を示すことが認められた。

3. Pmax への影響

Pmax のグラフを図 11 に、二元配置分散分析表を表 3 に示す。Levene の誤差分散の等質性検定の結果は、 Δd は F 値 1.878 で有意確立 0.13 で等分散性が認められた。二元配置分散分析の結果は、主効果プリズム長とプリズム材料においてそれぞれ有意差を認め、交互作用効果は認めなかった。Tukey-Kramer post hoc test の結果は、プリズム材料では棄却値 6.32 で C に比較して R が有意に小さい値を示し、プリズム長では 08 と 12 間において棄却値 9.35 で有意

図 11 Maximum fracture load (Pmax)
最大破壊荷重

表 3 Two way ANOVA results for the maximum fracture load (Pmax)
最大破壊荷重の二元配置分散分析表

Source	df	Sum of squares	Mean square	F-value	P-value
Prism material : A	1	254.88	254.88	284.57	<0.0001
Prism length : B	2	7.51	3.75	4.19	<0.02
A×B	2	4.11	2.06	2.30	0.12
Residual	30	26.87	0.90		

に 08 が大きい値を示すことが認められた。

4. C と R の K_{Ic}

以上の結果から C と R ともに NTP 法では、12 と 16 が正常に測定されたものであり、その Pmax から K_{Ic} を算出すると C は、 $3.68 \pm 0.09 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ であり R は $2.38 \pm 0.20 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ であった。

IV. 考 察

1. 実験計画について

SEPB 法や CT 法は、予亀裂の長さや直進性の調整あるいは進展する亀裂の測定などの規格化が困難である^{16,17)}。IF 法は、 K_{Ic} 算出式の統一と亀裂測定方法の規格化が困難である^{8,18~21)}。CNB 法と CNS 法は、Chevron-notch の切りだしが困難である^{11,22~25)}。

このように、これらの試験法は金属材料を対象として規格化された破壊靱性試験であるため、脆性、色調、組成や操作性に特徴をもつセラミックスや硬質レジンなどの歯科審美性材料に应用するには、試料作製から測定にいたる試験行程で発生する問題の検討や測定条件の規格化を行う必要がある。

一方、Chevron-notch の付与、予亀裂の挿入、さらに亀裂長測定を不要とし、CNS 理論に基づいて考案された NTP 法は、画期的な試験法である。しかし、印象材のようなゴム質系材料を除く、歯科用セメント、石膏、硬質レジンあるいはセラミックスといった脆性材料を対象とする際は、問題点を指摘し、規格化する必要がある。

NTP 法における検討事項を整理すると、プリズムに CNS 法様の亀裂進展とモード I 型破壊の再現が必須であることから、プリズム把持金型のデザイン、把持間隙、プリズムの把持状態そして把持間隙に露出するプリズム稜線部の粗さについて規格することで、

モードIII型のひきさき応力を防止する必要がある。

プリズム把持金型のデザイン、把持間隙の影響については、与那覇らの報告¹⁵⁾があり、またプリズム先端部の粗さの影響については、Chevron-notch 形態の影響についての後藤らの報告^{10,11)}があり規格化できる。しかし、プリズムの把持状態の影響については、まだ検討されていない。

CNB 法や CNS 法では、直接試料に Chevron-notch を形成付与して測定用試料とするので、Chevron-notch に直接伝搬した荷重によりモード I 型の亀裂破壊が起きる。しかし NTP 法では、プリズム把持金型を通じて間接的に伝搬する荷重によりモード I 型の亀裂破壊を起こすことになる。したがって、測定中のプリズムの把持状態の変化は、測定に影響することが予想される。

この変化はプリズムとプリズム把持金型の適合精度と把持状態に起因するズレにより生じる。そして定速による荷重状態、亀裂先端における応力方向や亀裂進展の直進性に影響し、モードIII型の亀裂破壊を誘因する。実験では、プリズム長を変えることで把持面積の違いによる3条件のズレ現象を再現するとともに、ズレによる影響が、脆性の異なる材料間でも同様に起きることを検討するためにセラミックスと硬質レジンの2条件を設定した^{26,27)}。

2. 固定条件の規格化について

本実験では、プリズム作製における経験的あるいは技術的エラーを最少にすることが固定条件の規格化として重要となる。そこで、プリズム材料を機械的に均一生産される R と C とし、また加工法には DENTAL CAD/CAM GN-1 システム（ジーシー）を応用したことで規格化したプリズムの作製が可能であった。

被験試料形態が規格化された材料試験においては CAD/CAM による試料作製は有効であると考えられる。

3. 破壊面分析について

セラミックスと硬質レジンの線形破壊力学における破壊靱性試験で起きるモード I 型破壊面の特徴は、予亀裂先端から 200 μm 間で生じる亀裂進展方向に平行する細かいストレッチ状の縞目が継続するリバーパターンが観察される安定破壊面を示したのち、大きなクラスター部の平面的破壊が破面断端に進行する不安

定破壊面を示すことである²⁸⁻³²⁾。

実験では、すべてのプリズム破壊面でこの特徴が観察されたことから、線形破壊力学における破壊靱性試験となっていることが証明される。しかし、安定破壊面のリバーパターンの方向を観察すると 12 C, 16 C, 12 R, 16 R においては、プリズム中央に亀裂進展が起きるのに対して、08 C, 08 R では、プリズム両辺に片寄る傾向が観察される。これは、プリズム把持の不安定によりモードIII型の亀裂破壊の誘因を示すものであり、08 は NTP 法試料として不適切といえる。

4. Δd について

C に比較して R が有意に大きい値を示したことは、セラミックスと硬質レジンの弾性の違いによる³³⁻³⁵⁾。しかし、プリズム長について 08 と 12 間そして 08 と 16 間において棄却値 0.094 で有意に 08 が大きい値を示したことは、C, R とともに 08 の把持状態の影響であり、破壊面分析の結果とも一致している。

5. $P_{\max}$ について

NTP 法では、 $P_{\max}$ に係数を算出して K_{Ic} を求めるので、 $P_{\max}$ と K_{Ic} は比例関係にある。したがって、C は R に比較して有意に靱性が高いことを示している。しかし、プリズム長では 08 と 12 間で有意に 08 が大きい値を示したことは、破壊面分析および Δd の結果とも一致して C, R とともに 08 の把持状態が影響していることを示している。

6. K_{Ic} について

以上から、12 C, 16 C, 12 R, 16 R において適切な NTP 法の測定が行われたと考えられる。そして、これらの $P_{\max}$ より算出した C と R の K_{Ic} は、これまで報告されている異なるセラミックスや硬質レジと比較すると多少大きい値であった^{15,33,36)}。これは、材料の違いはもちろんであるが試験法の違いによる影響も考えられることから、今後、試験法の違いについて検討する必要がある。

V. 結 論

NTP 法において、プリズム長の違いによるプリズ

ム把持状態が及ぼす影響を明確にし、測定条件を規定するため、セラミックスと硬質レジンプリズム材料 2 条件と、8.0 mm, 12.0 mm, 16.0 mm のプリズム長 3 条件について、破壊面分析と破壊までのプリズム把持金型の把持間隙の変位量 (Δd) および最大破壊応力値 (P_{max}) を測定して検討した結果、以下の結論を得た。

1. 材料にかかわらずプリズム長は、12.0 mm 以上を用いるべきである。
2. 材料にかかわらずプリズム長を 8.0 mm に短縮すると、プリズム把持状態が不安定となり破壊靱性値に影響する。
3. 本実験に用いた CAD/CAM 用セラミックスの破壊靱性値 ($3.68 \pm 0.09 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$) は、CAD/CAM 用硬質レジン ($2.38 \pm 0.20 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$) より有意に高い。

文 献

- 1) 岡村弘之. 線形破壊力学入門 15-85, 東京: 培風館, 1976.
- 2) 小林英男. 破壊力学 60-80, 東京: 共立出版, 1998.
- 3) 矢川元基. 破壊力学 20-40, 東京: 培風館, 1988.
- 4) 日本機械学会. JSME-S 001. 弾塑性破壊靱性 J_{ic} 試験方法: 日本機械学会基準, 東京, 1981.
- 5) 米国材料試験協会. ASTM-E 399. Standard test method for plane-strain fracture toughness of metallic materials: 米国材料試験協会規格, USA, 1983.
- 6) 日本規格協会. JIS-R-1607. ファインセラミックスの破壊じん (靱) 性試験方法: 日本工業規格, 東京, 1995.
- 7) 米国材料試験協会. ASTM-C 2801. Standard test method for the determination of fracture toughness of advanced ceramics at ambient temperatures: 米国材料試験協会規格, USA, 1998.
- 8) Evans AG, Charles EA. Fracture toughness determinations by indentation. *J Am Ceram Soc* 59: 371-372, 1976.
- 9) 花岡孝治. 白歯用コンポジットレジンの組成と破壊挙動—とくに AE 法による検討—. *日歯保存誌* 30: 497-519, 1987.
- 10) 後藤隆泰, 若松宣一, 亀水秀男ほか. 金属焼付陶材の破壊靱性に及ぼすポップイン予き裂長さの影響. *歯材器* 14: 247-252, 1995.
- 11) 後藤隆泰, 足立正徳, 若松宣一. シェブロンノッチを導入した金属焼付用陶材の破壊靱性の評価. *歯材器* 15: 169-175, 1996.
- 12) Ruse ND, Troczynski T, MacEntee MI et al. Novel fracture toughness test using a notchless triangular prism (NTP) specimen. *J Biomed Mater Res* 31: 457-463, 1996.
- 13) Iwamoto N, Ruse ND. Fracture toughness of human dentin. *J Biomed Mater Res* 66 A: 507-512, 2003.
- 14) 渡辺康弘, 戸室政之, 小松繁樹ほか. 接着性レジンセメントの新しい破壊靱性試験法. *接着歯学* 22: 87-96, 2004.
- 15) 与那覇朝路, 小松繁樹, 畑 好昭. 破壊靱性試験 NTP 法における測定用金型および実験条件の評価. *歯材器* 20: 270-277, 2001.
- 16) Baker LM. Short bar specimens for K_{Ic} measurements, fracture mechanics applied to brittle materials, Freiman SW ed. 73-82, ASTM STP 678, USA, 1979.
- 17) Munz D, Bubsey RT, Shannon JL Jr. Fracture toughness determination of Al_2O_3 using four-point-bend specimens with straight-though and chevron notches. *J Am Ceram Soc* 63: 300-305, 1980.
- 18) Lawn BR, Evans AG, Marshall DB. Elastic/Plastic indentation damage in ceramics—The Median/Radial crack system—. *J Am Ceram Soc* 63: 574-581, 1980.
- 19) Anstis GR, Chantikul P, Lawn BR et al. A critical evaluation of indentation techniques for measuring fracture toughness.—I Direct crack measurements—. *J Am Ceram Soc* 64: 533-538, 1981.
- 20) 上田 肇, 新谷明喜, 遠山佳之ほか. インデンテーション法による市販陶材の破壊靱性. *歯学* 78: 487-504, 1990.
- 21) 田中紘一. 圧痕のまわりの弾塑性応力場と破壊靱性値. *日金属会誌* 48: 1157-1162, 1984.
- 22) Bubsey RT, Munz D, Pierce WS et al. Compliance calibration of short rod chevron-notch specimen for fracture toughness testing of brittle materials. *Int J Fract* 18: 125-133, 1982.
- 23) Pilliar RM, Smith DC, Maric B. Fracture toughness of dental composites determined using the short-rod fracture toughness test. *J Dent Res* 65: 1308-1314, 1986.
- 24) 平 雅之, 若狭邦男, 山本昌雄. 歯科用セラミックスの材料評価—破壊靱性値について—. *歯材器* 5: 136-137, 1986.
- 25) 平 雅之, 若狭邦男. 歯科用セラミックスの材料評価 (第 2 報) 研削加工性について. *歯材器* 6: 128-129, 1986.
- 26) 浜野健也. セラミックスの微構造と物性. 第 2 編基礎編, セラミックス加工ハンドブック 47-57, 東京: 建設産業調査会, 1986.
- 27) Seghi RR, Denry IL, Rosenstiel SF. Relative fracture toughness and hardness of new dental ceramics. *J Prosthet Dent* 74: 145-150, 1995.
- 28) Loyd CH. Resistance to fracture in posterior composites. *Br Dent J* 155: 411-414, 1983.

- 29) 吉本壮平. 臼歯部用コンポジットレジン of 破壊靱性について. 神奈川歯学 19:19-30, 1984.
- 30) Goldman M. Fracture properties of composite and glass ionomer dental restorative materials. J Biomed Mater Res 19:771-783, 1985.
- 31) 松本 仁. コンポジットレジン of 破壊靱性について. 歯材器 7:756-768, 1988.
- 32) 倉治七重, 小城研二, 新谷明喜ほか. 各種接着試験法における接着面の波面解析および応力解析. 補綴誌 42:135-146, 1998.
- 33) 宮崎真至, 杉山路子, 後藤誠之. 審美性修復材料の破壊靱性について. 日歯保存誌 39:1068-1074, 1996.
- 34) 宮入裕夫. 複合材料入門 220-230, 東京:裳華房, 1997.
- 35) 藤島昭宏, 池田訓子, 宮崎 隆ほか. フィラータイプによるコンポジットレジン of 分類と機械的性質. 昭歯誌 19:16-24, 1999.
- 36) Wagner WC, Chu TM. Biaxial flexural strength and indentation fracture toughness of three new dental core ceramics. J Prosthet Dent 76:140-144, 1996.

著者連絡先: 高村 幸

〒951-8580 新潟県新潟市浜浦町 1-8

TEL : 025-267-1500 (内線 311)

FAX : 025-231-0231

E-mail : skomatsu@ngt.ndu.ac.jp

Effect of Prism Length on the Notchless Triangular Prism Fracture Toughness Test

Takamura Miyuki, Akiike Shigenori, Komatsu Shigeki and Hata Yoshiaki

Department of Crown and Bridge, The Nippon Dental University School of Dentistry at Niigata

J Jpn Prosthodont Soc 49 : 253-262, 2005

ABSTRACT

Purpose : The purpose of this study was to clarify the effect of holding condition with different prism length on the Notchless Triangular Prism (NTP) fracture toughness test and to define the prism length as a measuring condition.

Methods : Two kinds of NTP prism (ceramic and composite resin) were fabricated by CAD/CAM and each prism was adjusted to one of three lengths (8.0 mm, 12.0 mm, 16.0 mm). NTP was conducted for prism specimens made under six different conditions. The displacement of prism specimen holder gap (Δd) and maximum fracture load (P_{max}) were recorded and then a fractogram of each prism was inspected by SEM.

Results : Inclined stable fracture propagation was observed on the fractogram of the 8.0-mm prism. Both Δd and P_{max} of the 8.0-mm prism were significantly higher than those of the other lengths.

Conclusions : A prism length of at least 12.0 mm is needed for the NTP because the 8.0-mm prism did not have a sufficient holding condition. The fracture toughness of the ceramic ($3.68 \pm 0.09 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$) was significantly higher than that of the composite resin ($2.38 \pm 0.20 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$).

Key words

fracture toughness, mechanical property, fractogram, composite resin, ceramics