エポキシ樹脂を用いた地下き裂進展挙動の
シミュレーション*

橋田 俊之**, 庄子 哲雄**, 村松 正浩***

Simulation of the Extension Behavior of a Hydraulically Induced
Crack by Use of Brittle Epoxy Specimens

by Toshiyuki HASHIDA, Tetsuo SHOJI, and Masahiro MURAMATSU

The extension behaviour of a hydraulically induced crack under the simplified conditions of tectonic stresses was simulated experimentally by use of brittle epoxy specimens with boreholes. The results were described by means of linear elastic fracture mechanics, where a criterion for the onset of crack extension is a critical tensile stress at a characteristic distance deduced from the experimental results. Based upon the criterion with a maximum stress criterion for fracture angles, a predictive procedure for breakdown pressure and fracture angles during hydraulic fracturing was proposed.

Key Words: Fracture, Materials, Geothermal Energy Extraction, Hydraulic Fracturing, Epoxy, Mixed Load, Fracture Angle, Fracture Criterion

1. 緒 言

地殻深部乾燥高温岩体からの地熱エネルギー抽出を目的とし、水圧破砕技術を用いた地熱エネルギー開発のための研究が活発に行われている。このような地熱開発においては、内部を流体で満たされる地下き裂の進展挙動に関する破壊力学的研究が必要不可欠となる⁽¹⁾。さらに、地下岩体は圧縮応力下であり、かつ人工き裂あるいは天然き裂は地殻応力分布とき裂の相対的關係により混合負荷を受けることが予想され、そのような条件下での地下岩体中のき裂進展開始条件の検討が必要となる⁽²⁾⁽³⁾。

混合負荷下のき裂挙動に関してすでに多くの実験的、理論的研究が行われ、ぜい性材料を対象とした破壊のクライテリオンが提案されるに至っている^{(4)~(7)}。しかしながら、水圧破砕の負荷形態を模擬した実験例は少なく、改めてき裂進展のクライテリオンに関しての検討が望まれる。

ところで、一般に岩石材料の平均結晶粒径は 0.2~2.5 mm にもおよび、かつ異方性を有すること

が知られている。したがって、混合負荷状態下での三次元的な水圧破砕き裂進展の様相の観察ならびにき裂進展に関する破壊のクライテリオンの詳細な検討のために必要とされる試験片寸法の大きさならびに個数の多さをも考慮に入れると、岩石材料を用いた実験には多大の労力が要求されることになる。そこで本実験では上記負荷条件下の破壊のクライテリオンの検討に主眼をおき、均質等方弾性体であるエポキシ樹脂を採用することにした。

本研究は、以上の背景のもとにエポキシ樹脂を用いた混合応力状態下の模擬水圧破砕実験を実施し、水圧破砕き裂進展挙動の観察ならびにその破壊力学的解明を行ったものである。

2. 実験方法および応力拡大係数の算出

2・1 試験片ならびに実験方法 実験に供した材料はエポキシ樹脂（プリエポ-PEB-10）である。所定の量の主剤と硬化剤を十分にかくはんした後、テフロン製容器内で常温硬化させ寸法 36×21×17 cm のエポキシブロックを作成した。試験片はこの原ブロックより切り出し製作した。主剤と硬化剤の割合が体積比で 3:1 および 8:3 の 2 とおりのものを準備した。

本エポキシ材料の特性ならびに破壊じん性値を評価

* 昭和 61 年 4 月 3 日 第 63 期通常総会講演会において講演、原稿受付 昭和 60 年 5 月 7 日。

** 正員、東北大学工学部（〒980 仙台市荒巻字青葉）。

*** 中部電力(株)（〒437 静岡県小笠郡浜岡町）。

する目的で、まず米国材料試験協会規格⁽⁸⁾に従った三点曲げ破壊じん性試験を実施した。板厚は 28 mm であり、支点間距離 S と試験片幅 W の比 S/W は 4.0 である。予き裂として切欠先端半径 ρ がそれぞれ 0.07, 0.033 および 0.03 mm の切欠きを導入した。破壊じん性試験はインストロン形万能引張試験機を用いた変位制御下におけるものである。実験環境は室温大気中である。 K_I 値は規格⁽⁸⁾に従って算出した。

水圧破碎実験に供した試験片は、一辺が 16~18 cm の寸法を有する直方体であり、図 1 に示すように孔径 2λ が 15 mm のボアホールを掘削した。地下岩体中の天然き裂ならびに人工き裂を模擬するためにボアホール壁に予き裂として、ボアホール軸を含む面内に垂直予き裂ならびにボアホール軸に直交する水平予き裂の 2 種類を導入した(図 1 (b))。水平予き裂(円周き裂)は厚さ 0.15 mm のダイヤモンドカッターで導入した。き裂長さ a_H は 4.5 mm である。垂直予き裂はき裂長さ 1 mm の半だ円状切欠きをあらかじめボアホール中央部に挿入し、水圧破碎により進展したき裂を予き裂とした。水圧破碎実験はプランジャポンプを用い、ネオプレン製のストラッドルパッカにて予き裂を含む所定の距離を加圧した。ストラッドルパッカの詳細を図 2 に示す。加圧流体は粘性 14 cSt のオイルであり、

(a) 試験片形状および寸法

(b) 予き裂形状の詳細

図 1 水圧破碎試験片

ボアホール入口部に装置した圧力ゲージにてボアホール内圧 P の経時変化を記録した。本実験では地圧を考慮し混合応力状態下での水圧破碎き裂進展挙動を検討するために、図 3 に示すように予き裂傾き角度が α である垂直き裂に圧縮応力 S をボアホール軸に垂直に負荷し、水圧破碎を実施した。圧縮応力の負荷は油圧式万能試験機を用いて行い、試験片端部での応力の不均一を低減させるためにテフロンシート(厚さ 2 mm)を介した。圧縮応力の均質性はエポキシ試験片とテフロンシートの間に挿入した圧力測定用フィルム(プレスケール)により確かめられた。水圧破碎き裂の進展径路の観察ならびにき裂初生角度の測定は、き裂初生部を含む所定の断面で試料を半割りにし光学研磨の後 100 倍に拡大し実施した。

2・2 応力拡大係数の算出 水圧破碎き裂の進展挙動の破壊力学に基づく評価に際して用いた応力拡大係数の算出法は次のとおりである。ボアホール内圧 P はボアホール壁およびき裂面に一様に作用するものとする。図 1 (b) に示した水平き裂の開口形応力拡大係数 K_I の算出は、無限体中の円柱状空洞表面に存在する円周き裂に対する Keer ら⁽⁹⁾ による解析結果に従った。自由表面の K_I 値に及ぼす影響を石田と野口⁽¹⁰⁾ による解析結果を用いて見積ると、無限体中の円板状き裂の K_I に対する本試験片寸法における有限幅の補正係数は 1.002 であり、無限体中のき裂に対する解を用いて K_I 値はほぼ精度よく算出しうることがわかる。

垂直き裂に対しては、予き裂形状をだ円状で近似し K_I 値を算出した。すなわち、図 4 中に示したように水圧破碎により形成された半だ円状き裂を点線で示した

図 2 ストラッドルパッカ

図 3 圧縮応力下での水圧破碎試験

だ円状き裂で近似することにより、き裂最深部点 A の K_I 値は次式で与えられる⁽¹¹⁾。

$$K_I = \frac{P^* \sqrt{\pi a^*}}{E(k)}, k^2 = 1 - \left(\frac{a^*}{c}\right)^2 \dots\dots\dots (1)$$

ここに、 P^* は点 A に作用する周方向応力であり、

$$P^* = P \left[1 + \left(\frac{\lambda}{a_v + \lambda} \right)^2 \right] \dots\dots\dots (2)$$

で与えられる。 $a^* = (a_v + \lambda)/2$ は近似しただ円状き裂の短軸長の 1/2 であり、 $E(k)$ は第 2 種完全だ円積分である。式(1)および式(2)より、

$$K_I = F_1 P \sqrt{\pi a_v} \\ F_1 = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{1 + \lambda/a_v} \left[1 + \left(\frac{\lambda}{a_v + \lambda} \right)^2 \right] / E(k) \dots\dots\dots (3)$$

と書き改めることができる。 F_1 の数値をアスペクト比 a_v/c が 0.5, 0.8 および 1.0 の場合について図 4 に示した。同時に示した西村ら⁽¹²⁾ならびに西谷と陳⁽¹³⁾の結果 ($a_v/\lambda \leq 1.0$) は、 a_v/λ が 1.0 においては式(3)により評価される値とよく一致する。本実験で用いたき裂長さは a_v/λ が 2.0~5.0 の範囲にあるため、 K_I の算出には式(3)を用いる。水平き裂と同様に、垂直き裂に対しても試料有限幅の K_I 値に及ぼす影響を評価してみると、その補正係数は最大のもので 1.01 であり、本試験片寸法を K_I の算出にあたり無限体とみなしてよいことがわかる。

図 3 に示した混合負荷状態における K_I 値は

$$K_I = (P^* - S \cos^2 \alpha) \sqrt{\pi a^*} / E(k) \dots\dots\dots (4)$$

で与えられる。せん断形応力拡大係数 K_{II} は、 K_I の算出に用いたき裂のだ円状近似を用いて第一近似として次式により算出した⁽¹¹⁾。

$$K_{II} = -S \sin \alpha \cos \alpha \quad k^2 \sqrt{\pi a^*} / D \\ D = (k^2 + \nu k'^2) E(k) - \nu k'^2 K(k) \\ k'^2 = 1 - k^2 = (a^*/c)^2 \dots\dots\dots (5)$$

図 4 垂直き裂のだ円状近似ならびに応力拡大係数 K_I

ここに、 $K(k)$ は第 1 種完全だ円積分であり、ポアソン比 ν は 0.3 とする。

3. エポキシ材料の破壊特性

本章では、実験に用いたエポキシ材料の基本的破壊特性を示し、破壊じん性試験ならびに水圧破碎試験の結果の比較を行う。両者の比較は開口形破壊じん性値に注目し、無圧縮応力状態下での水圧破碎試験の結果を考察の対象とする。三点曲げ破壊じん性試験で得られた荷重-き裂開口変位の関係は最終破断に至るまで変形の非線形性は観察されず、本エポキシ材料は典型的なぜい性破壊挙動を示す。水圧破碎実験ではき裂進展に伴う急激な内圧降下（ブレイクダウン）が明りょうに観察された。表 1 は三点曲げ試験ならびに水圧破碎試験により評価された破壊じん性値 K_{Ic} の数値をまとめたものである。すべての試験から得られた K_{Ic} の値は負荷形態によらずほぼ同一の値を示しているものとみることができ、線形破壊力学に基づき統一的なき裂進展挙動を解析することができることを示している。また、系統的な切欠先端半径のじん性値に及ぼす影響も観察されず、かつ主剤と硬化剤の混合比の異なる材料間の差異も認められない。このことより、本材料の破壊じん性値 K_{Ic} として、表 1 に示したすべてのじん性値の平均値 $1.47 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ の値を用いることとする。

4. 水圧破碎き裂の形状

本章では主として垂直き裂のき裂進展形態ならびにき裂形状に関する基礎的知見を記す。水平き裂はほぼ予き裂を囲む円形状き裂として進展した。

垂直き裂の形状を、図 1 (b) に示した半だ円状き裂で近似しアスペクト比 a_v/c で整理することによりその形状変化を調べる。図 5 (a) に無圧縮応力状態下に

表 1 三点曲げ破壊じん性試験と水圧破碎実験の比較

specimen no.	mixture ratio	ρ , mm	K_{Ic} , $\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$
3pt bending			
T1	3 : 1	0.07	1.50
T2	3 : 1	0.03	1.56
T3	8 : 3	0.033	1.31
Hydraulic fracturing			
H1 (horizontal)	3 : 1	0.075	1.51
A2 (vertical)	3 : 1	—	1.36
A4 ()	8 : 3	—	1.49
A5 ()	8 : 3	—	1.63

おける結果を示す。さらに、図5(b)には、パッカの位置とともに図5(a)中試験片A4のアスペクト比の変化に対応させてき裂の進展過程を模式的に示した。段階Ⅰは、加圧距離が小さい予き裂作成段階であり、初期切欠き①からき裂がパッカ間を越えるまでは動的に進展し、パッカ間を越えるとほぼ同時に停止する。この際誘起されたき裂形状は a_v/c が1.37と大きな値を示し、き裂端がボアホール壁と接する近傍では半だ円状き裂とは異なった特異な形状となる。これに対して段階Ⅱはパッカ間が上げられさらに加圧された段階であり、き裂の進展はパッカ間以内で生じたものである。このとき、き裂②のボアホール壁近傍の特異なき裂形状のために点BまたはB'よりき裂は進展する。このため、アスペクト比は図5(a)に示されるようにき裂②より小さな値を示すが、さらなる加圧段階では点Aからき裂が進展するために大きなアスペクト比を有するようになる。ここに観察されたき裂進展過程は a_v/λ が12.3以内のものであるが、これ以上のき裂進展段階においても②、③および④の過程が繰返されるものと考えることができる。このき裂進展過程

に対応して、図5(a)に示されるようにアスペクト比は変動するが、この変化傾向はアスペクト比の飽和傾向を示しておりある上限が存在することを示唆している。さらに、この水圧破砕き裂進展過程は圧縮応力が小さくき裂進展がほぼ予き裂面内にある場合においても観察されている。次に、圧縮応力場下で得られた水圧破砕き裂の形態につき記す。ここでは、図5(b)に示したき裂進展挙動をふまえ、後の応力拡大係数の算出の容易さを考慮に入れ予き裂最深部よりき裂が進展するようアスペクト比の小さな予き裂を作成した($a_v/c=0.7$ 程度)。巨視的なき裂進展形態を大きく二つに分類し、その模式図を図6に示す。タイプⅠはき裂端での開口モードが支配的な場合であり、図5(b)に示したと同様にき裂はボアホール壁での応力集中との相互干渉のためにボアホール壁に沿って進展する傾

(a) アスペクト比の変化

(b) き裂進展の模式図

図5 水圧破砕き裂進展挙動

図6 混合応力状態下での三次元き裂進展形態

図7 混合応力状態下でのき裂進展経路

図8 屈折き裂の詳細

向がある。これに対してタイプIIはせん断モードが卓越する場合であり、初期き裂端の一部より圧縮応力方向に新たな円形状き裂が形成される傾向にあり、このき裂はポアホール壁とは接しない。さらに、き裂初生部を含む面内でのき裂進展経路の詳細を図7に示す。Sあるいは α が大きくなるほどき裂初生角度は大きくなり、き裂進展方向は圧縮応力方向に急激に向かう傾向が明らかに観察される。き裂初生点近傍の拡大の例を図8に示したが、すべての混合負荷状態において初生したき裂は屈折き裂として進展することがわかった。図6および図7に示したき裂進展形態を把握するうえで、まづき裂初生角度に関する詳細な検討が必要であり、次章では観察されたき裂初生角度の破壊力学に基づく予測を試みる。

5. き裂初生角度ならびにき裂進展開始時のポアホール内圧の予測

半円状き裂端からのき裂初生角度を評価するために、き裂初生点の応力状態に注目し、二次元モデルにて解析を行うことにする。図3に示したようにき裂端を原点とした座標(r, θ)をとる。このときき裂端近傍での周応力 $\sigma_{\theta\theta}$ は応力拡大係数 K_I ならびに K_{II} による項 $\sigma_{\theta\theta}^K$ と一様圧縮応力 S およびポアホール内圧 P により生じる項 $\sigma_{\theta\theta}^{S,P}$ との和となり次式で与えられる。

$$\begin{aligned}\sigma_{\theta\theta} &= \sigma_{\theta\theta}^K + \sigma_{\theta\theta}^{S,P} \\ &= \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \left(\frac{3}{4} \cos \frac{\theta}{2} + \frac{1}{4} \cos \frac{3}{2} \theta \right) \\ &\quad + \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \left(-\frac{3}{4} \sin \frac{\theta}{2} - \frac{3}{4} \sin \frac{3}{2} \theta \right) \\ &\quad - S \sin^2 \alpha \sin^2 \theta - P \cos^2 \theta \dots\dots\dots (6)\end{aligned}$$

K_I, K_{II} は式(4)ならびに(5)のき裂初生点での値を用いる。き裂進展方向は、従来数多くの研究者により採用されてきた最大引張応力説すなわち $\sigma_{\theta\theta}$ が最大となる方向に従うものとする⁽⁴⁾⁽⁵⁾⁽⁷⁾。ここでさらに、き裂進展開始条件として、き裂端から特定の距離 r_c だけ

離れた点で $\sigma_{\theta\theta}$ が材料固有の破断応力 σ_f に達したときにき裂が進展するという仮説を設ける。き裂端近傍では式(6)に従い $\sigma_{\theta\theta}$ が発散する。そこでこのことを回避するために r_c として上記条件を満足する最大値を考えることにする。この考え方を概念的に図9に示す。以上の考え方にに基づき各混合負荷状態下での θ_c ならびに r_c を算出し、それらを表2にまとめて示す。 r_c および θ_c は式(6)に基づき r ならびに θ をパラメータとし上記条件を満足するよう数値的に算出した。ここで破断応力 σ_f として、研磨されたポアホールを用いた水圧破碎により得られたブレイクダウン内圧により評価した値(=45.6 MPa)を用いた。き裂初生角度の予測値 θ_c と実測値 θ_c^m は、その差が最大のもので6°程度でほぼ一致しているとみることができ、さらに、 r_c はばらつきを有しながらも、系統的な負荷状態依存はなくほぼ一定値とみなすことができ、その平均値は0.104 mmとなる。いま、 r_c の数値についてさらに検討を加えてみよう。一般に平面ひずみ応力状態下にある金属材料の塑性域寸法 ω の見積もりに広く用いられている次式⁽¹⁴⁾

$$\omega = \frac{1}{3\pi} \left(\frac{K_{Ic}}{\sigma_f} \right)^2 \dots\dots\dots (7)$$

図9 き裂進展開始条件

表2 き裂初生角度の予測

specimen no.	precrack size & angle			p_c^m MPa	S MPa	K_I MPa $m^{1/2}$	K_{II} MPa $m^{1/2}$	K_I/K_{II}	r_c mm	θ_c deg.	θ_c^m deg.
	a_f , mm	C , mm	α , deg.								
B1	330	300	75	12.65	961	0.623	-0.265	24	0.073	38.0	39.8
B6	16.1	230	82	9.80	294	1.203	-0.071	17.0	0.105	2.0	5.0
B7	256	259	14.6	19.90	19.31	0.329	-0.915	0.4	0.098	40.5	43.6
B8	165	282	1.6	8.43	1.47	1.270	-0.007	178.4	0.108	0.8	6.0
B9	156	252	37.8	8.75	2.94	1.221	-0.242	5.0	0.115	18.0	20.2
B10	184	216	15.0	9.61	2.94	1.175	-0.128	9.2	0.102	10.5	15.9
B11	196	252	25.5	10.8	4.90	1.239	-0.345	3.6	0.125	28.5	33.5

図 10 θ_c および P_c を評価するための流れ図 図 11 θ_c の実測値と予測値

を用いて、 r_c の数値と比較してみる。ただし、き裂端の非線形域内での応力近似として、降伏応力のかわりに前述の方法で評価した破断応力 σ_f を採用する。 K_{Ic} の数値として $1.47 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ を用いることにより w は 0.111 mm となる。この数値は r_c の値に極めて近い数値を与えており、 K_{Ic} ならびに σ_f の値を評価することにより r_c 値を見積もることができる。以上の知見に基づき、 $r_c (=w)$ ならびに σ_f を材料固有値とし、図 10 に示した流れ図に従い θ_c および P_c を予測することにより上記き裂進展規準の適用性を検討する。 P_c および θ_c の実測値 (P_c^m ならびに θ_c^m) と予測値との対応を図 11 と 12 に示す。比較のために、Erdogan-Sih⁽⁴⁾ の規準を用い評価した結果を同時に示した。 r_c 、 σ_f に基づきき裂初生挙動をよく予測しうることがわかる。Erdogan-Sih の規準では実験結果の一部をよく説明することができず、式 (6) 中一様応力場の無視は適切

図 12 P_c の実測値と予測値

でないことを示している。

6. 結 言

ぜい性破壊挙動を呈するエポキシ樹脂を用いた模擬水圧破砕実験を実施し、水圧破砕き裂の形状ならびに進展形態に関する知見を得た。さらに、混合負荷状態における水圧破砕き裂の初生角度ならびにブレイクダウン内圧は、破断応力 σ_f および特性半径 r_c に基づく規準により予測しうることを明らかにした。

終わりに、終始懇切丁寧なご指導ならびにご鞭撻をいただいた東北大学 高橋秀明教授に深く感謝の意を表す。さらに、本研究は文部省科学研究費特別推進研究 (課題番号 58065002) の一環として実施されたものであることを付記する。

文 献

- (1) 阿部・高橋, エネルギー・資源, 4-6 (昭 58), 515.
- (2) 和田・ほか 4 名, 機講論, No. 820-2 (昭 57-3), 42.
- (3) 阿部・ほか 2 名, 機論, 51-465, A (昭 60), 1359.
- (4) Erdogan, F. and Sih, G. C., *Trans. ASME, Ser. D*, 85-4 (1963), 519.
- (5) Williams, J. G. and Ewing, P. D., *Int. J. Fract. Mech.*, 8-4 (1972), 441.
- (6) Sih, G. C., *Int. J. Fract.*, 10-3 (1974), 305.
- (7) Tirosh, J., *Eng. Fract. Mech.*, 9-3 (1977), 607.
- (8) American National Standard ANSI/ASTM E 399-78, (1978).
- (9) Keer, L. M., ほか 2 名, *Trans. ASME, Ser. E*, 44-2 (1977), 250.
- (10) 石田・野口, 機論, 48-431, A (昭 57), 888.
- (11) 例えば, Tada, H., *The Stress Analysis of Cracks Handbook*, (1973), 26.1, Del Research Corporation, Hellertown, Pa, U. S. A.
- (12) 西村・ほか 2 名, 機論, 43-373 (昭 52), 3192.
- (13) 西谷・陳, 機講論, No. 830-9 (昭 58-10), 219.
- (14) 例えば, Knott, J. F., *Fundamentals of Fracture Mechanics*, (1973), 171, Butterworths.

討 論

〔質問〕 結 城 良 治〔東京大学生産技術研究所〕
地下き裂をシミュレートした三次元混合モードのぜい性破壊に関する貴重な研究と思う。

(1) 本研究で用いた混合モード破壊クライテリオンは William-Ewing (付1) のものと同種のクライテリオンと思われるが、いかがか。

(2) 本クライテリオンと Erdogan-Sih のクライテリオンとの差異は、 K_{II} が大きい所で見られるようであるが、この傾向は混合モードぜい性破壊一般に見られることであり、特に本実験特有の現象ではないように思われるがいかがか。

論文中、「混合負荷」、「混合応力状態」等の用語が見られるが、混合モードき裂ないし混合モード下としたほうがよいのではないか。

〔回答〕 (1) ご指摘のとおり本研究で用いたき裂進展のクライテリオンは、き裂先端から特定の距離の応力が限界応力に達した時にき裂が進展するという点で William-Ewing のものと同種と考える。具体的な特性距離 r_c の決定にあたっては、William-Ewing の手法に対して、限界応力として 5 章で示したように破断応力 σ_f を用い K_{Ic} とあわせて式(7)により評価しうることを示したものであり、特性距離ならびに限界応力の数値に関して物理的意味づけが容易でありか

つ工学上簡便であるということができよう。

(2) K_{II} の大きい負荷状態での Erdogan-Shih の予測とのずれは本実験特有の傾向とは考えていない。

有益なコメントに対して感謝申し上げる。今後参考にさせていただきます。

〔質問〕 岸本 喜久雄〔東京工業大学〕

混合モード状態下での三次元き裂進展という興味深いテーマに取り組まれたことに敬意を表す。次の点についてご教示願いたい。

せん断モードが卓越する場合には、き裂進展形態は図 6 のタイプ II のようになるとのことだが、このような形態となる理由についてお考えがあったらお教え願いたい。また、このような場合にも、き裂はいったん動的に進展した後に停止するのか。

〔回答〕 新たに形成されたき裂と、初期き裂ならびにボアホールとの相互干渉の程度によってタイプ I とタイプ II の差が生じるものと予想されるが、その詳細は今後の検討課題と考えている。タイプ II の場合にも、き裂は動的に進展した後に停止することが観察されている。

(付 1) Williams, J. G. and Ewing, P. D., *Int. J. Fract. Mech.*, 8-4 (1972), 441.