鈍くて浅い切欠きをもつ FRP 板の静荷重による破壊†

百 武 秀* 萩 尾 照 俊* 山 本 俊 浩*

Fracture of FRP Plates Containing Blunt and Shallow Notches under Static Loads

by

Hiizu HYAKUTAKE*, Terutoshi HAGIO* and Toshihiro YAMAMOTO*

The fracture criterion of notched FRP plates based on the concept of stress concentration and the similarity of stress distribution near the notch root is investigated experimentally. An experimental method is presented for examining the fracture strength of notched FRP plates under static loads. The investigation is accomplished by obtaining experimental data on the tension and bending tests of a glass fiber-reinforced polycarbonate plates containing blunt and shallow notches. For sharp-notched specimens, the stress distributions near the notch root are the same in all specimens, for which both the maximum elastic stress and notch-root radius are equal to each other. Therefore, the maximum elastic stress at fracture is determined by the notch-root radius only. On the other hand, for blunt-notched specimens the situation is much more complex. The experimental results were discussed in terms of a combination of the maximum elastic stress, notch-root radius and the width of notch section. Applying the fracture criterion derived here, the experimental results for blunt-notched specimens can be clearly explained.

Key words: FRP, Polycarbonate, Notch, Stress concentration, Tension, Bending, Fracture criterion

1 緒 言

FRP を構造材として使用する際に、切欠きによる強度低下は十分に考慮すべき問題と思われ、この点に関して従来から多くの研究がなされている。特に切欠きが非常に鋭く（切欠半径が約 0.1mm 以下）、切欠深さも数 mm 以上の場合には主として線形破壊力学の手法を用いて検討されている。

切欠半径 ρ が intermediate な場合、すなわち $\rho = 0.2\text{mm} \sim \text{数}(\text{十})\text{mm}$ の範囲の切欠材では、破壊基準として Whitney と Nuismer^{1), 2)} による平均応力基準または定点応力基準が一般に受け入れられている。³⁾ これらは、切欠底からある一定距離だけ離れた点の応力、または一定距離間の平均応力がある一定値に達したときに破壊が起こるとするものである。切欠底からの一定距離は材料に固有なものとみなされている。

FRP も含めたいくつかの材料で、切欠半径 ρ の値が intermediate で、切欠深さが ρ 以上の場合の破壊荷重は、著者らが提唱している切欠底付近における応力集中と応力分布状態を考慮して導いた一つの破壊基準⁴⁾ によって予測できる。^{5), 6)} すなわち、切欠底における最大弾性応力 $\sigma_{\max}$ (= 公称応力 $\sigma_n \times$ 応力集中係数 K_t) がある一定値 $\sigma_{\max, c}$ に達したときに破壊が起こるとするもので、このパラメータ $\sigma_{\max, c}$ は切欠半径 ρ のみの関数である。換言すれば、 $\sigma_{\max, c}$ と ρ の間には材料に固有な関係があり、それは切欠きの幾何学的形状および試験片の形状・寸法とは無関係である。したがって、材料に固有な $\sigma_{\max, c} - \rho$ 曲線を用いて、寸法や形状が任意な切欠材の破

壊荷重を予測することができる。

西谷⁷⁾ は上記のような切欠材の破壊を予測可能とする工学的手法を提示し、これを「線形切欠力学」と名づけた。この手法の理論的根拠は切欠底付近の応力分布の解析結果に基づくもので、それについては後述する。

切欠半径に対して最小断面幅がかなり小さい場合、いわゆる鈍くて浅い切欠きに対しては上記の破壊基準は適用できない。すなわち破壊時の最大弾性応力 $\sigma_{\max, c}$ は切欠半径 ρ のみと一対一に対応しない。本報はこの問題で、特に力学的に異方性をもつ FRP 板の場合について、理論的および実験的に検討したものである。

2 鈍くて浅い円弧形切欠きをもつ切欠平板の応力解析

直交異方性板の切欠平板が、引張りまたは面内曲げを受けるときの切欠底付近における弾性応力分布を FEM で求めた。FEM 計算を行った切欠平板の形状は、切欠半径 $\rho = 1$ として、最小断面幅の半分 $b = 0.3 \sim 19.0$ で 6 とおり、その各々について切欠深さ $a = 0.1 \sim 5.0$ で 7 とおりとした。引張りの場合は切欠平板の 1/4 を三角形要素で分割する。要素数は最大 2300 である。どの切欠平板についても切欠底付近の要素分割はすべて同じにした。FEM のプログラムは MARC-K5.2 を用いた。

引張りの場合を Fig. 1 に示す。この図で応力 σ は最小断面幅上で切欠底からの距離 u における引張荷重方向の引張応力、 $\sigma_{\max}$ はその最大値 ($u = 0$ における σ) である。(Fig. 1 (a) 参照)。

Fig. 1 は、実際の材料の破断時における切欠底付近の応力状態を示すものではない。この図は、後述するよう

† 原稿受理 平成 9 年 8 月 13 日 Received Aug. 13, 1997

* 正 会 員 福岡大学工学部機械工学科 〒814-0180 福岡市城南区七隈, Dept. of Mech. Eng., Fukuoka Univ., Jonan-ku, Fukuoka, 814-0180

Fig. 1. Relative-elastic-stress distributions near the notch root for an orthotropic lamina.

に、切欠底付近の応力分布の特性から、直交異方性切欠平板に対しても著者らが提唱する破壊基準が適用できるかどうかを検討するためのものである。したがって、Fig. 1 の応力分布を求めるために用いる弾性定数は、本報で使用した FRP の値である必要はない。ここで用いた弾性定数 (Fig. 1 (a) にその値を示す) は、林⁸⁾が円孔をもつ直交異方性板の引張りの解析を行った際に使用した値をそのまま用いた。ここで、異方性板の主軸 x は引張荷重方向と一致している。

Fig. 1 (a) は切欠半径 ρ と切欠深さ a を一定にして、最小断面幅 $2b$ を種々変化させた場合である。図に示すように $b/\rho > 3$ の範囲で、相対応力分布状態は b/ρ にほとんど無関係となる。

次に、 b/ρ の値を一定 ($= 9$) にして、切欠深さ a を種々変化させた場合の応力分布を Fig. 1 (b) に示す。 $a/\rho > 2$ の範囲で、相対応力分布状態は a/ρ にほとんど無関係となる。

Fig. 1 (a) および (b) に示した解析結果が、前述した線形切欠力学の概念に基づく破壊基準の理論的根拠となる

ものである。すなわち切欠きの形状が $b/\rho > 3$ および $a/\rho > 2$ の範囲 (これは切欠きがかかなり鋭くて深い場合である) では、切欠底の最大弾性応力 $\sigma_{\max}$ と切欠半径 ρ が同じであれば、切欠底付近の応力分布は同じであり、それは最小断面幅 $2b$ や切欠深さ a と無関係である。したがって、破断時の最大弾性応力 $\sigma_{\max, c}$ は切欠半径 ρ のみに依存すると考えられる。

実際は破断に先立って切欠底付近に小規模降伏が起こる。にもかかわらず、いくつかの材料に上記の破壊基準はよく適用できる。^{5), 6)} この問題について、最近、野口ら⁹⁾が検討している。すなわち、切欠材に対し小規模降伏条件を提示し、FEM による弾塑性解析を行ってその妥当性を検討し、「線形切欠力学」の適用限界の定式化を行っている。

Fig. 1 (a) に示すように、切欠半径に比べて最小断面幅が小さい $b/\rho \leq 1$ の範囲では、最小断面全体にわたる応力分布は b/ρ の値に大きく依存している。Fig. 1 (c) は (a) に示した $b/\rho \leq 1$ における応力分布を、最小断面全体にわたる分布図に書き変えたものである。図に示すよ

Fig. 2. Schematic diagram showing the stress distributions near the notch root of blunt-notched specimens.

うに, b/ρ の値によって相対応力分布は顕著に変化する. すなわち, $\sigma_{\max}$ と ρ が同じであっても b が異なれば最小断面全体にわたる応力分布は異なる.

一方, 切欠深さの影響は, 非常に浅い場合を除いて無視できる. Fig. 1 (d) に示すように, $b/\rho = 0.5$ の場合, $a/\rho > 0.3$ の範囲で相対応力分布は a/ρ の値と無関係である. $b/\rho = 1$ の場合は $a/\rho > 0.6$ の範囲で相対応力分布は a/ρ の値と無関係になる. ここには示していないが, 切欠平板の面内曲げについても, 引張りの場合と同様な結果が得られた. なお, ここで Fig. 1 (d) は最小断面幅全体の応力分布を示す. これに対し, Fig. 1 (b) は切欠底付近の応力分布である.

Fig. 1 に示した応力分布は, 主軸 x と y 方向の縦弾性係数の比, E_x/E_y の影響を受ける. この値は Fig. 1 の場合は 2.66 である. 本報で使用した FRP では, 後述するように約 1.95 であり, Fig. 1 の場合と大きな差はない. この値がさらに大きい例として, 遑ら¹⁰⁾が用いた CFRP では $E_x/E_y = 14.9$ である. この場合についても計算し, Fig. 1 (d) に相当する図を求めた. それによれば, $b/\rho = 0.5$ の場合, $a/\rho > 0.6$ の範囲で相対応力分布は a/ρ の値と無関係となる.

以上の解析結果をまとめて図式的に示したものが Fig. 2 である. まず, Fig. 2 (a) に示すように, 切欠半径 ρ および最小断面幅 $2b$ が同じ (ここで $b/\rho \leq 1$) で, 切欠深さが a_1, a_2 と異なる 2 本の試験片では, 切欠底の最大応力 $\sigma_{\max}$ が同じであれば最小断面全体にわたる応力分布は同じである (Fig. 1 (d)). したがって ρ と b が同じで, a が種々異なる試験片の破断時の最大弾性応力 $\sigma_{\max, c}$ は, a が非常に小さい場合を除いて, a と無関係にほぼ一定値であることが予想される.

最小断面全体にわたる応力分布は, Fig. 1 (c) に示すように, b/ρ の値に依存する. したがって, ρ が同じであっても $\sigma_{\max, c}$ の値 (上述したように a と無関係に一定値をとる) は, b/ρ の値によって異なると考えられる. さらに, この $\sigma_{\max, c}$ の値は b/ρ の値が小さいほど低いことが予想される. b/ρ の値が小さいほど平滑材に近いからである.

次に, Fig. 2 (b) に示すように, b/ρ の値が同じで, 切欠半径が ρ_1, ρ_2 と異なる (したがって b_1, b_2 も互いに異なる) 2 本の試験片で, もし, 破断時の公称応力 σ_n がほぼ同じであれば, $\sigma_{\max} (= K_t \cdot \sigma_n)$ も同じとなり, したがって破断直前における最小断面全体にわたる応力分布は①, ②のように互いに異なることになる. このような応力状態で ρ_1 と ρ_2 の二つの試験片がともに破断することはないと考えられる. 前述したように, 切欠材の破壊は切欠底の最大弾性応力 $\sigma_{\max}$ だけでは決まらないからである. したがって, 相似形である ρ_1 と ρ_2 の二つの試験片で破断時における $\sigma_{\max}$ は異なると考えられる. このことは b/ρ の値ごとに $\sigma_{\max, c} - \rho$ 線図が存在することを意味する. その線図は切欠深さ a とは無関係である. さらに, b/ρ の値が小さいほど平滑材に近いので, $\rho =$ 一定値における $\sigma_{\max, c}$ の値は, b/ρ の値が小さいほど低いと考えられる.

上述した, 鈍くて浅い円弧形の切欠平板についての応力解析結果に基づいて予測される破壊特性が妥当なものであるかどうかを, 実際に異方性をもつ FRP 切欠平板の破壊試験によって確かめる.

3 試験材, 試験片および実験方法

使用した試験材は短いガラス繊維 (直径 0.013mm, E ガラス) で強化したポリカーボネート (出光, タフロン) 射出成形板である. 板の寸法は長さ 270mm, 幅 70mm, 厚さ 3mm である. ガラス繊維の大部分は板の長手方向に沿って並んでいる. なお, ガラス繊維の重量含有率は 30% である.

板状の試験材から, 平滑試験片を板の長さ方向に沿って切り出す. この試験片 ($\theta = 0^\circ$ と呼ぶ) の引張方向は板の長さ方向と一致する. 同様に, 平滑試験片を板の幅方向に沿って切り出す. この試験片 ($\theta = 90^\circ$ と呼ぶ) の引張方向は板の幅方向と一致する. 二つの平滑試験片の引張試験の結果を Fig. 3 に示す. 図中の σ_B, ϵ_B はそれぞれ破断点 (B 点) の応力とひずみ, E は縦弾性係数である. 試験片はすべて, 後述の切欠試験片も含めて, 製作後, 130°C , 5 時間保持の熱処理をした. 機械加工による残留応力除去のためである.

この材料を用いて, 切欠半径 $\rho = 0.2 \sim 5\text{mm}$ の範囲で, $b/\rho > 3$, $a/\rho > 2$ の切欠平板について静荷重試験 (引張りおよび面内曲げ) を行い, この場合の材料の破壊は前述した線形切欠力学の概念に基づく破壊基準がよく適用できることを既に報告⁶⁾した.

本報では切欠半径が前報⁶⁾よりもさらに大きな範囲, $\rho = 5 \sim 20\text{ mm}$, ただし $b/\rho \leq 1$ について試験を行う. Fig. 4 および Table I に, 切欠試験片の形状と寸法を示す. $b/\rho =$ 一定値ごとに, 切欠半径 ρ を種々変える. さらに, b/ρ および $\rho =$ 一定値ごとに切欠深さ a を種々変える. これによって切欠試験片の形状は 37 とおりとなる. 同一形状の試験片を 2~3 本ずつ作製した. これらの切欠平板の応力集中係数 K_t は, 引張りの場合, 1.34~1.98 である.

曲げ試験片は, 切欠半径 $\rho = 10\text{mm}$ で, $b/\rho = 0.5$ お

よび 1.0 の 2 とおり、各々について $a/\rho = 0.4, 0.6, 0.8$ および 1.0 の 4 とおりとした。この場合の応力集中係数 $K_t = 1.30 \sim 1.55$ である。

切欠試験片はすべて板の長手方向 ($\theta = 0^\circ$) に沿って切り出した。引張りおよび曲げ試験（四点支持の面内曲げ試験）ともにインストロン形の試験機を用い、クロスヘッド速度は 0.5mm/min とした。試験温度は $22 \pm 0.5^\circ\text{C}$ である。

4 実験結果および考察

すべての切欠試験片は、引張り試験および曲げ試験ともに、ぜい性的に破壊した。その例を Fig. 5 に示す。この図で (a)～(d) は引張り、(e) は曲げの場合である。すべての試験片で $b/\rho = 0.5$, $a/\rho = 0.6$ である。すなわち Fig. 5 に示した 5 本の試験片は相似形である。

Fig. 3. Tensile stress-strain curves of unnotched specimens.

Fig. 4. Test specimen.

Table I. Dimensions of tensile specimen (mm).

b/ρ	ρ	a	a/ρ
0.3	10	4, 6, 8, 10	0.4 ~ 1.0
	15	6, 9, 12, 15	
0.5	5	0.5, 1, 1.5, 3, 5	0.1 ~ 1.0
	10	1, 2, 3, 6, 10	
	15	1.5, 3, 4.5, 9, 15	
	20	2, 4, 6, 12, 20	
1.0	5	3, 4, 5	0.6 ~ 1.0
	10	6, 8, 10	
	15	9, 12, 15	

破壊時における公称応力 σ_n と切欠半径 ρ の関係を Fig. 6 に示す。この図で b/ρ の値が同じ試験片の形状は互いに相似形である。図に示すように、 $\rho = 5 \sim 20\text{mm}$ の範囲で、各 b/ρ の値ごとに、切欠半径 ρ が小さいほど、すなわち小形の試験片ほど、 σ_n の値は高い。

さらに、 $\rho = \text{一定値}$ における破壊時の公称応力 σ_n の値は b/ρ の値が小さいほど高い。 b/ρ の値が小さい試験片ほど平滑材に近いと考えられる。 $b/\rho = 0.3$ の場合、 σ_n の値は平滑材の破断応力 (Fig. 6 の縦軸の□印) より少し高めであるが、その理由は不明である。

試験片の板幅と切欠深さをそれぞれ一定にして、切欠半径 ρ のみを種々変えた場合の破壊時の公称応力 $\sigma_n - \rho$ 線図では σ_n の値は ρ とともに増加している。^{6), 11)} この場合は、 ρ が大きいほど平滑材に近いから、当然のことと考えられる。

破断時の公称応力 σ_n に応力集中係数 K_t を乗じて切欠底の最大弾性応力 $\sigma_{\max, e}$ を求め、これと切欠深さ a

(a) Tension. $\rho = 5$, $a = 3\text{ mm}$

(b) Tension. $\rho = 10$, $a = 6\text{ mm}$

(c) Tension. $\rho = 15$, $a = 9\text{ mm}$

(d) Tension. $\rho = 20$, $a = 12\text{ mm}$

(e) Bending. $\rho = 10$, $a = 6\text{ mm}$

Fig. 5. Failed specimens ($b/\rho = 0.5$, $a/\rho = 0.6$).

との関係を Fig. 7 に示す. この図は $\rho = 10\text{mm}$ の場合である. 図に示すように, b/ρ の値ごとに $\sigma_{\max, c}$ の値は切欠深さ a とほぼ無関係に一定値をとる. このことは, 切欠きが浅い範囲 (例えば $b/\rho = 0.5$ で $a/\rho < 0.3$) では成り立たない.

前述したように ρ および b/ρ の値が同じであれば, 最小断面全体にわたる相対応力分布は, 非常に浅い切欠きを除いて切欠深さ a と無関係である. これより, 破断時の最大弾性応力 $\sigma_{\max, c}$ は a と無関係であると予測した. それが妥当なものであることを Fig. 7 に示す実験結果が実証している. すなわち $b/\rho = \text{一定値}$ の場合, $\sigma_{\max, c}$ は a と無関係に一定値をとり, これは引張りおよび曲げでともに成り立つ. なお, 曲げ試験 (面内曲げ) の場合, 引張側の切欠底付近にき裂が生じたときをもって破壊とした.

最小断面全体にわたる相対応力分布は b/ρ の値に大きく依存することを前述した (Fig. 1 (c)). したがって, 切欠半径 ρ が同じであっても, $\sigma_{\max, c}$ の値は b/ρ の値によって異なり, さらに, それは b/ρ の値が小さいほど低くなることも予測した. Fig. 7 に示す実験結果は, 上記の予測が妥当なものであることを示している.

次に, b/ρ の値が同じであっても, 切欠半径 ρ が異なれば試験片の形状が異なり, 破断時の公称応力も異なる. これより破断時の最大弾性応力 $\sigma_{\max, c}$ - 切欠半径 ρ の関係は, b/ρ の値によって異なることが考えられる. さらに, b/ρ の値が小さい試験片ほど平滑材に近いことから, 切欠半径 $\rho = \text{一定値}$ における $\sigma_{\max, c}$ の値は, b/ρ の値が小さいほど低い値をとると予測した. これらの予測が妥当なものであることを Fig. 8 の実験結果が示している. この図には切欠深さ a が種々異なる試験片のデータも合わせてプロットしている. $\sigma_{\max, c}$ に及ぼす a の影響が無視できることは Fig. 7 に示したとおりである.

5 結 言

(1) FRP 切欠平板が静荷重のもとで破断するとき, 切欠半径 ρ に比べて最小断面幅 $2b$ が十分に大きい場合

Fig. 6. Nominal stress at fracture, σ_n versus notch-root radius ρ in tension.

($b/\rho > 3$) は, 破壊時の切欠底の最大弾性応力 $\sigma_{\max, c}$ は ρ のみで決まる. これに対して, $b/\rho \leq 1$, いわゆる鈍くて浅い切欠きの場合の破壊特性は複雑である.

(2) 切欠試験片が $b/\rho \leq 1$ の場合の破壊特性を明らかにするため, 直交異方性板について, 最小断面全体にわたる応力分布を解析し, 次の結果を得た. (i) ρ および b/ρ の値が同じであれば, 破壊時の切欠底の最大弾性応

Fig. 7. The maximum elastic stress at fracture, $\sigma_{\max, c}$ versus notch depth a for the notched plates (a) in tension and (b) in bending.

Fig. 8. The maximum elastic stress at fracture, $\sigma_{\max, c}$ versus notch-root radius ρ in tension.

力 $\sigma_{\max, c}$ は、非常に浅い切欠きを除いて、切欠深さ a と無関係である。(ii) b/ρ の値ごとに $\sigma_{\max, c}$ は ρ と一対一に対応し、 a は無関係である。

(3) 短いガラス繊維で強化したポリカーボネート板を用いて、 $b/\rho \leq 1$ 、 $\rho = 5 \sim 20\text{mm}$ の範囲で静荷重破壊試験(引張りおよび面内曲げ試験)を行い、上記、(2) の (i) および (ii) とともによく成り立つことを実証した。

使用した材料は出光石油化学(株)の竹田英俊氏から提供された。ここに記して謝意を表する。

付 録

両側に鈍くて浅い切欠きをもつ帯板の引張りおよび面内曲げにおける応力解析は、直交異方性板についてはみかけない。本報では FEM で弾性解を求めた。このうち応力集中係数 K_t の値を以下に示す。

切欠平板の形状と記号は Fig. 9 に示す。ここで ρ は切欠半径、 a は切欠深さ、 $2b$ は最小断面幅である。 $b/\rho = 0.3 \sim 19.0$ 、 $a/\rho = 0.1 \sim 5.0$ の範囲について解析した。材料の弾性定数は Fig. 9 に示す。前述したように林⁸⁾ が用いた値である。なお、同じ弾性定数をもつ直交異方性板に深く鋭い切欠きがある場合の K_t の値(引張り)は前報⁵⁾ で示した。

Fig. 9 (a) に、引張りにおける応力集中係数 K_t と切欠深さ a の関係を示す。引張りの方向は板の主軸 x の方向である。 K_t は切欠底における最大弾性応力 $\sigma_{\max}$ と最小断面の公称応力 σ_n の比である。 σ_n は板厚 $= 1$ として次のようになる。

$$\sigma_n = \frac{P}{2b}$$

図に示した K_t の値は、等方性材として Neuber の三角則で求めた値よりもかなり高い(最大で約 1.4 倍)。なお、等方性材の場合、 $b/\rho < 1$ の範囲における K_t の値は、非常に浅い切欠きを除いて、Neuber の深い双曲線切欠きの解にかなり近い。また $b/\rho > 3$ の範囲では、FEM の解は Neuber の三角則で求めた値よりも最大で約 10% 高い。西谷ら¹²⁾ は浅い円弧形切欠きをもつ丸棒について、上記と同じことを述べている。

面内曲げの場合を Fig. 9 (b) に示す。切欠平板の長手方向が板の主軸 x の場合である。この場合の公称応力 σ_n は、板厚 $= 1$ として次のようになる。

$$\sigma_n = \frac{3M}{2b^2}$$

Fig. 9 (b) に示した K_t を、等方性材として Neuber の三角則で求めた値と比較すれば、Fig. 9 (b) の方が最大で約 1.4 倍高い。

(平成 9 年 3 月 14 日 日本材料学会第 26 回 FRP シンポジウムにて講演)

参 考 文 献

- 1) J. M. Whitney and R. J. Nuismer, J. Compos. Mater., 8, 253 (1974).
- 2) R. J. Nuismer and J. M. Whitney, ASTM STP 593, p.117 (1975).

Fig. 9. Stress concentration factor K_t for notched plates of an orthotropic lamina (a) in tension and (b) in bending.

- 3) J. M. Whitney, I. M. Daniel and R. B. Pipes, "Experimental Mechanics of Fiber Reinforced Composite Materials", p.52 (1984) Soc. Exp. Mech..
- 4) H. Nisitani and H. Hyakutake, Eng. Fract. Mech., **22**, 359 (1985).
- 5) 百武 秀, 西谷弘信, 萩尾照俊, 日本機械学会論文集, A-**54**, 326 (1988).
- 6) 百武 秀, 萩尾照俊, 山本俊浩, 材料, **43**, 647 (1994).
- 7) 西谷弘信, 日本機械学会論文集, A-**49**, 1353 (1983).
- 8) 林 卓夫, 日本機械学会論文集, **25**, 1125 (1959).
- 9) 野口博司, 青野雄太, 日本機械学会論文集, A-**61**, 2044 (1995).
- 10) 邊 吾一, 小嶋正義, 日本材料学会第24回 FRP シンポジウム講演論文集, p.370 (1995).
- 11) 川田宏之, 細井健彦, 平本治郎, 林 郁彦, 材料, **36**, 390 (1987).
- 12) 西谷弘信, 野田尚昭, 日本機械学会論文集, A-**51**, 775 (1985).

書 評

“入門 無機材料”

塩川二郎 (著)

(1997 年, 化学同人発行, B5 判, 164 ページ, 定価 2300 円)

本書は、「まえがき」で著者自身が記すように、著者の長年の教育経験を生かし、非化学系の理工学部、工業短期大学、工業高等専門学校を学生を対象にした、半期用のユニークでわかりやすい入門教科書を意図して作られており、入門者が読みやすいような工夫の跡が随所に見られる。

本書の構成は、第Ⅰ部「無機材料への誘い」、第Ⅱ部「無機材料アラカルト」、第Ⅲ部「材料をつくるための基礎技術」および、第Ⅳ部「無機材料の基礎の基礎」である。第Ⅰ部は序章にあたり、ここでは「無機材料とは何か」と題し、日常生活や産業社会で無機材料がどのように利用され、どのように作られ、また、どのように発展していくかが平易かつ明快にまとめられている。第Ⅱ部は本書のメインであり、身近で利用される無機材料を 11 種類（ニューガラス、ニューカーボン、無機繊維、アモルファスシリコン、超伝導材料、誘電体、固体電解質、磁性材料、発光材料、光ファイバー、水素吸蔵合金）取り上げ、これらの材料がなぜ個々の特性を発現できるのかや、最新の話題（例えば、フラーレン C60 等）を折混ぜながら、基礎事項が解説されている。第Ⅲ部は、第Ⅱ部で記した各種無機材料の代表的な製造方法を記しているが、専門的で難解になりがちな点は、図表を多用して理解を助ける工夫が施されている。第Ⅳ部は、第Ⅰ部から第Ⅲ部を読み易くするために省かれた基礎理論の内、重要なものがまとめられており、第Ⅰ部～第Ⅲ部の内容と第Ⅳ部の項目は、すぐに対応付くよう工夫が施されている。なお、巻末には付録として「データファイル」があり、本文に記載できなかったデータの一覧が掲載されている。

最初に述べたように本書は、非化学系学生のための入門書という位置付けでまとめられている。しかし、学生だけではなく、非化学系あるいは非材料系の研究者が「クイック・リファレンス」的に使用する簡易便覧としても、十分に役立つ図書である。

(豊田工業大学 上野 明)