火災加熱を受ける耐熱強化ガラスに関する実験的研究

～ガラス保有強度と温度差の関係～

EXPERIMENTAL STUDY FOR TEMPERED FIRE RESISTANCE GLASS ON FIRE

Correlation between total glass strength and temperature difference

鈴木一幸^{*1}, 久田隆司^{*2}, 佐藤明憲^{*3}, 大宮喜文^{*4}Kazuyuki SUZUKI, Takashi HISADA, Akinori SATO
and Yoshifumi OHMIYA

For tempered fire resistance glass of thickness from 3mm to 12mm, the influence of glass edge strength and various thicknesses were checked. Fire tests were performed to grasp a correlation between total glass strength and temperature difference.

1. The results of the glass breakage test show that the total strength of tempered fire resistance glass is set by adding the edge strength (logarithmic normal distribution $3\sigma_{n-1}$ lower limit value) to the lowest data of the surface compression stress of glass.
2. On this fire tests, Low-E Insulated Glass Unit 10mm and 12mm thickness of tempered fire resistance glass was frequently broken by contact with the Low-E glass. It is considered that the main factor is temperature difference of front and back sides of the glass thickness or glass surface temperature on the contact side.
3. Total strength and temperature difference of tempered fire resistance glass have a strong correlation. And it is essential that the glass strength should include not only surface compression stress but also the glass edge strength.

Keywords : Tempered fire resistance glass, Temperature Difference, Surface Compression Stress, edge strength, thickness

耐熱強化ガラス, 温度差, 表面圧縮応力, エッジ強度, ガラス板厚,

1. はじめに

防火設備に使用される防火ガラスは、網入板ガラスに次いで耐熱強化ガラスが普及している。網入板ガラスは平成 12 年建設省告示 1360 号に記載されているガラスであり、日本工業規格 (JIS R 3204) もある。しかし耐熱強化ガラスは防火設備をはじめとして多種多様な仕様が大臣認定の取得などを経て採用されているものの、網入板ガラスのように性能を示す基準が明確になっていない状況である。ガラス入りの防火設備は、主に延焼のおそれのある部分 (建築基準法 第 2 条六号) に使われ、設計諸条件に応じて適切な板厚のガラスが使用される。防火設備は外装で使われることが多く、ガラスの性能としては日射遮蔽性能や断熱性能といった性能を兼ね備えた高付加価値なガラスが求められるため、耐熱強化ガラスは単板だけでなく Low-E ガラスをはじめとした他のガラスと組み合わせられた複合品としても使用される。

屋外に面したサッシに嵌められたガラスは、冬場の冷やされた窓において朝の日射熱を受けると、まず照射されたガラス面が温められ膨張し、低温のままであるエッジ部分はガラス面の熱膨張を拘束するため、結果としてガラスエッジ部分に引張応力(熱応力)が発生する。この熱応力がガラスのエッジ強度を超えると、エッジ部分を

始発点として熱割れが発生する。これは火災加熱を受けた際に耐熱強化ガラスが破損する際も同様のメカニズムとなる場合が多く、ガラスが高温に曝されると、ガラスエッジ部分に熱応力が発生するため、ガラスエッジの状態が非常に重要となる。耐熱強化ガラスは超強化ガラスとも呼ばれ、一般の強化ガラスよりもさらに高い表面圧縮応力^{注1)}を付与することによって火災時に発生する熱応力にも耐えられるように設計されているガラスであるが、ガラスエッジ部分にも特殊な研磨が施され、一般の強化ガラスよりもエッジ強度を高めることによって防火性能を確保している。しかし、表面圧縮応力は JIS 規格に規定されている測定器などを用いて光学的にガラスそのものを測定できるものの^{注2)}、エッジ強度は非破壊で確認することが現状では困難である。さらにガラスは脆性材料であるため、鉄鋼などと異なり破壊強度にはバラツキがあり、強度設計時には破壊試験によって数多くのガラスを破壊し、その破壊応力を統計処理することで 1/1000 破損確率や、対数正規分布 $3\sigma_{n-1}$ 下限値などを用いて安全率を含めた許容応力を設定している。

既報¹⁾では基礎的知見として、限られた板厚で一定以上のエッジ強度を保有する耐熱強化ガラスを用いて、その表面圧縮応力を耐熱強化ガラスの保有強度とみなし、火災加熱によるガラスの破損につ

^{*1} 日本板硝子㈱

^{*2} 日本板硝子㈱ 博士(工学)

^{*3} 旭硝子㈱

^{*4} 東京理科大学理工学部建築学科 教授・博士(工学)

Nippon Sheet Glass Co., Ltd.

Nippon Sheet Glass Co., Ltd., Dr. Eng.

Asahi Glass Co., Ltd.

Prof. Dept. of Architecture, Faculty of Science & Technology, Tokyo University of Science, Dr. Eng.

いては、ガラス面内の温度差 ΔT と表面圧縮応力との関係性に相関があることを報告した。しかしながら、耐熱強化ガラスは様々な板厚で製造・使用されることに加え、ガラスに対して高応力の表面圧縮応力が導入されたとしても、エッジ強度が極端に低下していると所定の保有強度が得られずに加熱初期の段階で破損するケースもあり得る。よって、火災加熱を受ける耐熱強化ガラスに対しては、表面圧縮応力と、ガラスエッジ強度を総合的に評価する必要がある。

火災加熱を受けるガラスに関する研究には、既報¹⁾の耐熱強化ガラスや Low-E ガラス²⁾の研究に加え、例えば原田ら³⁾による、フロートガラスや網入板ガラスを用いた放射加熱実験をもとに、ガラスの破損・脱落状態を検証した研究や、劉ら⁴⁾による防火ガラスの高温時の力学的性質を検証した研究などもある。また、強化ガラスの破壊強度特性に関する研究には、桶谷ら⁵⁾によって強化ガラスの面強度に関して破壊試験をもとに表面圧縮応力が付与されたガラスの破壊応力が統計的に整理されている。しかしながら、火災加熱を受ける耐熱強化ガラスにおいてガラスエッジ強度を含めた保有強度とガラス破損や温度差 ΔT について体系的にまとめられた研究はない。

本研究では既報¹⁾に加えて「耐熱強化ガラスのエッジ強度」並びに「耐熱強化ガラスの板厚の種類」に着目し、火災加熱を受けた耐熱強化ガラスの破損要因に対して、さらに詳細検討を進めるために、単板ガラスと Low-E 複層ガラスを用いて実験を行った^{注3)}。常温時の破壊試験をもとに強化前のガラスエッジ強度を確認し、耐熱強化ガラスの保有強度を把握した上で、火災加熱を受ける耐熱強化ガラスの破損有無、温度性状を実験的に把握することによって耐熱強化ガラスの保有強度と温度差の関係性を明らかにすることを目的とした。

2 ガラスエッジ強度に関する評価試験

前述した桶谷らの研究⁵⁾では、同心円曲げ試験による強化ガラスや倍強度ガラスの「ガラス面の破壊強度」に着目し、ガラスの破壊は、ガラス面内の発生応力が表面圧縮応力と強化前のフロート板ガラスの破壊強度の和を上回る場合に起こるという結果が得られている。そのため、本研究ではガラスの「エッジ部の破壊強度」に対してもその妥当性を実験的に検証した。

2.1 ガラスエッジ強度試験 概要

本実験では表面圧縮応力 200MPa 程度の耐熱強化ガラスと、同じ研磨仕様の強化前フロート板ガラス(以下、生板ガラスと称す)の 8 ミリを用いてガラスのエッジ強度を確認するための破壊試験(以下、エッジ強度試験と称す)を行った^{注4)}。エッジ強度試験に用いた耐熱強化ガラスと生板ガラスを Table1 に、耐熱強化ガラスの表面圧縮応力の数値を Table 2 に示し、Fig.1 に試験概要図を示す。耐熱強化ガラスの表面圧縮応力は JIS 規格に規定されている示差屈折計⁶⁾を用いて全数測定した。長辺の片側を特殊研磨したガラスを準備し、900mm スパンの支持棒の上に研磨側が下辺となるように縦置きに設置してその上から 300mm スパンの丸棒でガラスを載荷することにより 4 点曲げによる強度試験法として実施した。載荷はスクリージャッキを用いてクロスヘッド速度を 1mm/min(応力速度 0.69MPa/s)とし、破壊時の荷重をロードセルによってデータロガーを介して読み取ることにより式 1 からガラスの破壊応力を確認した。

$$\tau = \frac{3(l_1 - l_2)P}{2bh^2} \quad \dots(\text{式 } 1)$$

Table1 ガラス品種

ガラス品種	耐熱強化ガラス 8 ミリ	生板ガラス 8 ミリ
寸法(mm)	W1,000×H100	W1,000×H100
枚数	50 枚	50 枚

Table2 耐熱強化ガラスの表面圧縮応力

最高値 (MPa)	最低値 (MPa)	平均値 (MPa)
218.7	190.5	204.7

Fig.1 エッジ強度試験装置

2.2 ガラスエッジ強度試験結果

ガラスエッジ強度結果を Fig.2, Table3 に示す。Fig.2 には耐熱強化ガラスの破壊応力、耐熱強化ガラスの表面圧縮応力、生板ガラスの破壊応力をプロットし、耐熱強化ガラスの破壊応力から表面圧縮応力を差し引いた「見かけ上の生板ガラスの破壊応力」も同時にグラフに載せた。見かけ上の生板ガラスの破壊応力は、生板ガラスそのものの破壊応力に概ね一致している^{注5)}。すなわち、破壊応力をガラスエッジ強度と読み替えると、耐熱強化ガラスのエッジ強度は、強化処理によって生板ガラスに付与される表面圧縮応力と、強化前の生板ガラスのエッジ強度との和として表現できることがわかる。

Fig.2 耐熱強化・生板ガラスの破壊応力分布

Table3 ガラスエッジ強度試験結果

破壊応力 / 表面圧縮応力	平均応力 (MPa)	3 σ_{n-1} 下限値 ^{注6)} (MPa)	標準偏差 ^{注6)}
耐熱強化ガラス σ_0	277.1	231.9	0.0589
表面圧縮応力 σ_s	204.7	184.2	0.0345
生板ガラス σ_e	67.5	44.9	0.1334
$\sigma_s + \sigma_e$	272.2	229.1	-

耐熱強化ガラスの場合、一般強化ガラスと同様に Fig.3 に示すようにガラスを破壊に至らしめる引張応力に抵抗する表面圧縮応力が生板ガラスに付与されている。ガラスエッジ強度試験結果より、耐熱強化ガラスの破損はエッジ部分に発生する引張応力が「表面圧縮応力 σ_s と生板ガラスエッジ強度 σ_e との和」を超える場合に起こると考えられ、保有強度としては式 2 のように表現できる。ここで、

エッジ強度 σ_e は、安全率を含めて各ガラスが最低限保有している強度として破壊応力の対数正規分布 $3\sigma_{n-1}$ 下限値を採用する。

$$\sigma_0 = \sigma_s + \sigma_e \quad \dots(式 2)$$

Fig.3-a 生板ガラス保有強度 Fig.3-b 耐熱強化ガラス保有強度
Fig.3 生板ガラスエッジ強度と耐熱強化ガラスの表面圧縮応力

3 加熱実験に用いる耐熱強化ガラスの保有強度

加熱実験に用いる耐熱強化ガラスの保有強度を把握するため、生板ガラスのエッジ強度 σ_e をエッジ強度試験によって破壊応力の対数正規分布 $3\sigma_{n-1}$ 下限値として算出し、表面圧縮応力 σ_s は加熱実験で用いるガラスそのものを測定した。以下に概要を示す。

3.1 強化前の生板ガラスエッジ強度

Fig.1 に示した試験装置を用いて、生板ガラスのエッジ強度試験を実施し、各ロットでの破壊応力を統計処理して対数正規分布 $3\sigma_{n-1}$ 下限値を算出する。Table 4 に加熱実験で用いる品種を示す^{注 7)}。寸法は W1,000mm×H100mm とし、N=50 枚ずつ試験を実施した。

Table4 試験体種類(生板ガラス エッジ強度試験)

No	品種(ミリ)	No	品種(ミリ)
1	3 エッチング	7	6 型板
2	3	8	6
3	4 型板	9	6.5
4	4	10	8
5	5 型板	11	10
6	5	12	12

Table5 に生板ガラスのエッジ強度試験結果を示す。板厚ごとに対数正規分布 $3\sigma_{n-1}$ 下限値を算出した。型板ガラスは透明ガラスよりも強度が低下する傾向があるが、板厚による強度差はそれぞれの研磨仕様による差であり、ここではこの差異について問題として扱わずに、算出された生板ガラスエッジ強度と同ロットのガラスで強化処理された耐熱強化ガラスを用いて加熱実験を実施する。

Table5 エッジ強度試験結果

No	品種(ミリ)	$3\sigma_{n-1}$ 下限値 ^{注 6)} σ_e (MPa)	平均破壊応力 (MPa)	標準偏差 ^{注 6)}
1	3 エッチング	63.1 ^{※1}	80.0 ^{※1}	0.0791 ^{※1}
2	3	72.5 ^{※1}	85.8 ^{※1}	0.0561 ^{※1}
3	4 型板	39.1	55.7	0.1179
4	4	39.7	57.4	0.1224
5	5 型板	40.3	55.0	0.1042
6	5	57.3	76.4	0.0961
7	6 型板	44.9	63.9	0.1177
8	6	47.7	66.1	0.1086
9	6.5	53.8 ^{※1}	69.5 ^{※1}	0.0856 ^{※1}
10	8	52.6	72.7	0.1081
11	10	48.1	61.0	0.0791
12	12	41.8	52.3	0.0746

※1 :他ロットのデータも有るため、後に示す^{注 8)}。

3.2 耐熱強化ガラスの表面圧縮応力

表面圧縮応力 σ_s は Fig.4 に示すように各辺中央エッジから 30mm の位置で測定した^{注 9)}。さらに測定誤差を考慮して、同じ箇所を 3 回測定した平均値をその点の値とし、4 点(A,B,C,D)の最低値を各ガラスの表面圧縮応力とした。Table6 に試験体 No.S-1～S-30 を単板ガラス、No.L-1～L-27 を Low-E 複層ガラスに用いる耐熱強化ガラスとして、加熱実験で使用する耐熱強化ガラスの全測定結果を示す。

Fig.4 表面圧縮応力 測定位置

Table6 表面圧縮応力 測定結果

No	板厚(ミリ)	σ_s (MPa)	No	板厚(ミリ)	σ_s (MPa)
S-1	3	123.1	L-1	5	194.0
S-2	3	94.1	L-2	5	156.7
S-3	3 エッチング	130.2	L-3	5 型板	189.6
S-4	3 エッチング	92.6	L-4	5 型板	194.0
S-5	4 型板	142.2	L-5	6	190.4
S-6	4 型板	116.5	L-6	6	167.0
S-7	4	173	L-7	6 型板	169.0
S-8	4	140.1	L-8	6 型板	194.3
S-9	5	120	L-9	6.5	203.4
S-10	5	107.6	L-10	6.5	185.2
S-11	5 型板	124.8	L-11	8	182.3
S-12	5 型板	118	L-12	8	197.6
S-13	5 型板	134.6	L-13	8	208.2
S-14	6	135.5	L-14	10	194.1
S-15	6	113.9	L-15	10	194.1
S-16	6 型板	118.7	L-16	10	187
S-17	6 型板	137.1	L-17	10	239.3
S-18	6.5	133.5	L-18	10	211.7
S-19	6.5	120.4	L-19	10	232.2
S-20	6.5	122.3	L-20	10	211.9
S-21	8	112	L-21	12	197.6
S-22	8	117.1	L-22	12	194.1
S-23	8	136.6	L-23	12	218.2
S-24	10	137.8	L-24	12	206.4
S-25	10	125.6	L-25	12	235.8
S-26	10	115.4	L-26	12	229.3
S-27	10	99.4	L-27	12	228.7
S-28	12	115.4			
S-29	12	91.7			
S-30	12	120.9			

4 耐熱強化ガラスの加熱実験

4.1 実験概要

エッジ強度試験で評価されたガラスと同ロット内で強化処理された耐熱強化ガラスを用いて遮炎性能試験に沿った加熱実験を実施した。本実験におけるガラス寸法については、主に既報¹⁾と同様に住宅系防火設備の最大寸法程度を想定した W1.2m×H2.4m とし、Low-E 複層ガラスで使用した Low-E ガラスは、その垂直放射率を JIS 規格に規定されている分光測光器⁷⁾を用いて事前に数値を把握し、全て日射遮熱型(垂直放射率 $\epsilon_n=0.05\pm0.02$)とした。加熱によりガラスが破損した場合は、その時点の温度差 ΔT を最大温度差 ΔT_{max} として記録した。

4.2 実験装置

本実験は日本板硝子㈱の壁用耐火試験炉(Table7 , Fig.5)を使用し、ISO834 の標準加熱温度曲線に沿って実験を行った。

Table7 壁用耐火試験炉仕様

加熱開口	W3,500mm×H3,400mm
熱源	プロパンガス
バーナー	フラットフレームバーナー4 段 5 列 (20 ケ)
制御熱電対	4 段 4 列 (16 ケ)

Fig.5-a 立面図 Fig.5-b 断面図
Fig.5 壁用耐火試験炉 仕様図

ガラス廻りはFig.6 に示す通り、JIS R 3204 の網入板ガラス防火試験方法に準拠して鉄製L アンクル(以下、鉄枠と称す)で固定した。

Fig.6-a 立面図 Fig.6-b ガラス納まり図
Fig.6 試験体図

4.3 実験条件

Fig.7, Fig.8 に示す通り、本実験で使用する Low-E 複層ガラスは、加熱側を耐熱強化ガラスとして加熱実験を実施した^{注 10)}。型板ガラス等は、単板ガラスの場合は加熱側が型面となるようにした。以降、それぞれの試験体仕様を示す。

Fig.7-a 透明ガラス Fig.7-b 型板・エッチングガラス
Fig.7 単板の耐熱強化ガラス加熱方向

Fig.8-a 透明ガラス Fig.8-b 型板・エッチングガラス
Fig.8 Low-E 複層ガラス加熱方向

4.3.1 単板の耐熱強化ガラスの仕様

単板の耐熱強化ガラス(Fig.7)についての実験条件を Table8 に示す。ガラスは 3~12 ミリ厚の耐熱強化ガラスを用いて ΔT_{max} を比較検証し、加熱実験により、板厚の違い・保有強度の違い^{注 11)}に着目してガラスの火災加熱による破損の有無、並びに温度性状を確認することとした。また、寸法は全て W1.2m×H2.4m とした。

Table8 実験条件(単板ガラス)

No	板厚 (ミリ)	σ_0 (MPa)	D ^{※1} (mm)
S-1	3	195.6	7
S-2	3	163.7	7
S-3	3 エッチング [*]	193.3	7
S-4	3 エッチング [*]	164.4	7
S-5	4 型板	181.3	7
S-6	4 型板	155.6	7
S-7	4	212.7	7
S-8	4	179.8	15
S-9	5	177.3	7
S-10	5	164.9	7
S-11	5 型板	165.1	15
S-12	5 型板	158.3	7
S-13	5 型板	174.9	7
S-14	6	183.2	7
S-15	6	161.6	7

No	板厚 (ミリ)	σ_0 (MPa)	D ^{※1} (mm)
S-16	6 型	163.6	7
S-17	6 型	182.0	7
S-18	6.5	187.3	7
S-19	6.5	172.3	7
S-20	6.5	177.4	7
S-21	8	164.6	7
S-22	8	169.7	15
S-23	8	189.2	7
S-24	10	185.9	7
S-25	10	173.7	7
S-26	10	163.5	7
S-27	10	147.5	7
S-28	12	157.2	7
S-29	12	133.5	7
S-30	12	162.7	7

※1：表中 D はかかり代を示す^{注 12)}

4.3.2 Low-E 複層ガラスに使用される耐熱強化ガラスの仕様

Low-E 複層ガラス(Fig.8)における耐熱強化ガラスの実験条件を Table 9 に示す。Low-E ガラスについては日射遮蔽型の垂直放射率 $\epsilon_n = 0.05 \pm 0.02$ を準備し、その板厚は耐熱強化 5~6.5 ミリまでは 3 ミリ厚、耐熱強化 8 ミリ以上は 5 ミリ厚とした。加熱側は耐熱強化ガラス側とし、寸法は W1.2m×H2.4m のガラスを用いた。

Table9 実験条件(Low-E 複層ガラス^{※1)}

No	板厚 (ミリ)	σ_0 (MPa)	D (mm)
L-1	5	251.3	13
L-2	5	214.0	13
L-3	5 型板	229.9	13
L-4	5 型板	234.3	13
L-5	6	238.1	13
L-6	6	214.7	13
L-7	6 型板	213.7	13
L-8	6 型板	239.0	13
L-9	6.5	259.4	13
L-10	6.5	241.2	13
L-11	8	234.7	13
L-12	8	250.0	13
L-13	8	260.6	13

No	板厚 (ミリ)	σ_0 (MPa)	D (mm)
L-14	10	242.2	13
L-15	10	242.2	13
L-16	10	235.1	13
L-17	10	287.4	13
L-18	10	259.8	13
L-19	10	280.3	13
L-20	10	260.0	13
L-21	12	239.4	13
L-22	12	235.9	13
L-23	12	260.0	13
L-24	12	248.2	13
L-25	12	277.6	13
L-26	12	271.1	13
L-27	12	270.5	13

※1：Low-E 複層ガラスの空気層は、全て 12 ミリとした。

4.3.3 ガラス温度測定点

ガラスの温度測定位置を Fig.9 に示す。既報¹⁾と同様にガラスの温度測定は、K 熱電対(φ0.32mm)をセラミック系の接着剤^{注 13)}でガラスに接着し、データロガー^{注 14)}を介して 10 秒間隔で測定した。加熱側ガラス面温度は、加熱により剥がれる可能性を想定して 3 点測定し、加熱側ガラス面温度(①~③の平均値)とエッジ温度(④~⑦の平均値)の差を温度差 ΔT と定義した。非加熱側のガラス面は、サーモカメラ^{注 15)}を併用し、その表面温度状態を確認して実験を行った。なお、サーモカメラは放射率設定を $\epsilon=0.89$ とし 1 分間隔で撮影した。

Fig.9-a 熱電対貼付位置 Fig.9-b サーモカメラ撮影位置
Fig.9 温度測定点図

4.4 実験結果

4.4.1 単板の耐熱強化ガラス保有強度と温度差 ΔT の関係

Table10 に保有強度・最大温度差 $\Delta T_{\max}$ の測定結果を示し、ガラス面温度・エッジ温度・温度差 ΔT は、Fig.10 に耐熱強化ガラスが破損しなかった場合、Fig.11 に破損した場合の温度推移を示す。破損の有無に関わらず耐熱強化ガラスの板厚が厚いほど加熱側ガラス面温度・エッジ温度ともに低く推移する。加熱側ガラス面温度の低減の割合が大きいいため、結果として温度差 ΔT は板厚が厚いほど最大温度差 $\Delta T_{\max}$ が低くなり、かつその到達時間も遅れる傾向がある。また、破損しない場合は板厚にほとんど依存することなくピーク値は $\Delta T_{\max}=300K$ 程度となる。破損する場合はピークに到達する前の時点となり、破損時間は板厚が厚い方が遅くなる傾向が見れる。本実験では、最大で保有強度 $\sigma_0=179.8MPa$ (S-8)で破損するガラスがあり、板厚 12 ミリでは $\sigma_0=133.5MPa$ (S-29)の低強度で破損する結果となった。型板・エッチングガラスは透明ガラスと比較して大きな変化点は見られず、概ね同じ温度性状を示している。

Table10 単板の耐熱強化ガラス保有強度と温度差 ΔT

No	板厚 (ミリ)	σ_0 (MPa)	熱割れの 有無	$\Delta T_{\max}$ (K)	$\Delta T_{\max}$ 到達時間	D mm
S-1	3	195.6	無	296.0	06:30	7
S-2	3	163.7	破損	293.0	04:50	7
S-3	3 エッチング	193.3	無	317.5	06:20	7
S-4	3 エッチング	164.4	破損	291.9	04:30	7
S-5	4 型板	181.3	無	312.5	07:00	7
S-6	4 型板	155.6	破損	258.1	03:50	7
S-7	4	212.7	無	322.9	07:00	7
S-8	4	179.8	破損	291.3	03:50	15
S-9	5	177.3	無	296.2	08:10	7
S-10	5	164.9	破損	294.9	06:20	7
S-11	5 型板	165.1	破損	325.2	05:30	15
S-12	5 型板	158.3	破損	292.9	06:20	7
S-13	5 型板	174.9	無	297.0	08:10	7
S-14	6	183.2	無	300.6	09:50	7
S-15	6	161.6	破損	291.7	08:20	7
S-16	6 型板	163.6	破損	270.5	06:10	7
S-17	6 型板	182.0	無	310.5	09:10	7
S-18	6.5	187.3	無	296.4	08:10	7
S-19	6.5	172.3	破損	283.7	06:50	7
S-20	6.5	177.4	破損	287.9	08:40	7
S-21	8	164.4	破損	298.3	10:00	7
S-22	8	169.7	破損	300.2	06:40	15
S-23	8	189.2	無	278.7	08:40	7
S-24	10	185.9	無	280.2	09:40	7
S-25	10	173.7	破損	286.1	09:40	7
S-26	10	163.5	無	293.3	10:10	7
S-27	10	147.5	破損	293.7	08:30	7
S-28	12	157.2	無	310.1	11:40	7
S-29	12	133.5	破損	316.7	08:30	7
S-30	12	162.7	無	283.3	11:50	7

Fig.10 グラス温度・エッジ温度・ ΔT (単板ガラス・破損無し)

Fig.11 グラス温度・エッジ温度・ ΔT (単板ガラス・破損有り)

Fig.12 に板厚方向の温度差を表したグラフを示す。板厚方向温度差は、Fig.9 の加熱側ガラス面温度(①~③の平均値)と非加熱側ガラス面温度(⑧)の差として ΔT_c と定義した。板厚方向の温度差 ΔT_c は加熱開始から上昇し、概ね 6 分以降は一定値で推移するが、板厚が厚いほど ΔT_c が大きく、板厚 3 ミリと比較して板厚 12 ミリは 2 倍程度の板厚方向の温度差が発生している。

Fig.12 耐熱強化ガラスの板厚方向温度差 ΔT_c (単板ガラス)

4.4.2 Low-E 複層の耐熱強化ガラス保有強度と温度差 ΔT の関係

Table 11 に保有強度・最大温度差 $\Delta T_{\max}$ の測定結果を示し、ガラス面温度・エッジ温度・温度差 ΔT は Fig.13 に耐熱強化ガラスが破損しなかった場合、Fig.14 に破損した場合の結果を示す。

Low-E 複層ガラスが耐熱強化ガラス側から加熱された場合、Low-E 膜の赤外線反射の効果によって耐熱強化ガラスの面温度が高くなり、 $\Delta T_{\max}$ が単板ガラスと比較して 100K 程度高くなっている。板厚による違いについては、Low-E 複層ガラスの場合も単板ガラス

と同様に板厚が厚いほど加熱側ガラス面温度・エッジ温度・温度差 ΔT ともに低く推移する傾向がある。最大温度差 $\Delta T_{\max}$ は板厚が厚いほど最大温度差 $\Delta T_{\max}$ への到達時間が遅れる傾向があるが、ガラスが破損しない場合はガラス板厚にはほとんど依存することなくピーク値は $\Delta T_{\max}=400\text{K}$ 程度となる。破損する場合は、単板と比較して耐熱強化ガラスの温度上昇速度が速く、加熱 8 分に満たない段階で破損する。本実験において、温度差 ΔT に起因する破損は、最大で保有強度 $\sigma_0=241.2\text{MPa}$ (L-10)で発生する結果となった。

しかしながらガラス板厚 10,12 ミリ(以下、厚板ガラスと称す)の耐熱強化ガラスで構成された Low-E 複層ガラスの場合、加熱 10 分程度から耐熱強化ガラスと Low-E ガラスが接触しはじめ、耐熱強化ガラスの面から割れる現象^{注 16)}が頻繁に発生した。寸法や辺比による影響もあると推定できるが、本実験に用いたガラス寸法では、同寸法の板厚 8 ミリ以下のガラスとは明らかに異なる現象となり、厚板ガラス特有の変形が現れているものと考えられる^{8)注 17)}。Fig.15 に厚板ガラスの加熱側ガラス面温度と非加熱側ガラス面温度のグラフ、Fig.16 に接触時の熱画像データと状況写真を示す。温度測定データと熱画像から、厚板の耐熱強化ガラスの短辺側が変形することによって耐熱強化ガラスと Low-E ガラスが接触した段階で非加熱側 Low-E ガラス面温度が上昇し、Low-E ガラス面中央が局部的に高温になっていることがわかる。Fig.16 中には耐熱強化ガラス 12 ミリの割れた破片も示したが、接触面を始発点として粉々になることなく円形状の破片となり、耐熱強化ガラスは加熱によって、ある程度応力緩和された段階で破損していると推測される^{注 18)}。

Table11 Low-E 複層の耐熱強化ガラス保有強度と温度差 ΔT

No	板厚 (ミリ)	σ_0 (MPa)	熱割れの有無	$\Delta T_{\max}$ (K) ^{※3}	$\Delta T_{\max}$ 到達時間 ^{※2}	D (mm)
L-1	5	251.3	無	408.1	08:40	13
L-2	5	214.0	破損	355.0	05:10	13
L-3	5 型板	229.9	破損	372.7	6:40	13
L-4	5 型板	234.3	無	404.5	9:30	13
L-5	6	238.1	無	390.3	09:10	13
L-6	6	214.7	破損	326.7	05:20	13
L-7	6 型板	213.7	破損	338.8	5:10	13
L-8	6 型板	239.0	無	397.9	7:10	13
L-9	6.5	259.4	無	399.7	10:10	13
L-10	6.5	241.2	破損	363.9	07:10	13
L-11	8	234.7	破損	374.4	07:20	13
L-12	8	250.0	無	399.4	10:30	13
L-13	8	260.6	無	388.0	11:10	13
L-14	10	242.2	無	381.0	12:10	13
L-15	10	242.2	接触割	(393.0)	10:30	13
L-16	10	235.1	無	390.6	12:10	13
L-17	10	287.4	接触割	(385.3)	11:35	13
L-18	10	259.8	接触割	(372.7)	10:14	13
L-19	10	280.3	無 ^{※1}	(360.3)	12:39	13
L-20	10	260.0	接触割	(351.3)	10:28	13
L-21	12	239.4	接触割	(351.1)	11:31	13
L-22	12	235.9	接触割	(364.6)	11:35	13
L-23	12	260.0	無 ^{※1}	(388.4)	12:24	13
L-24	12	248.2	接触割	(359.5)	11:40	13
L-25	12	277.6	接触割	(356.3)	12:14	13
L-26	12	271.1	接触割	(342.8)	11:59	13
L-27	12	270.5	無 ^{※1}	(355.8)	12:40	13

※1: 10,12 ミリで耐熱強化ガラスが割れなかったが、Low-E ガラスと接触し、Low-E ガラス側が破損したものを示している。

※2: 最大温度到達時間は、破損した場合はその時間を示し、接触割れした場合は、その割れた時間を示している。

※3: 接触割れした場合の最大温度差は()表記としている。

Fig.13 ガラス温度・エッジ温度・ ΔT (Low-E 複層ガラス・破損無し)

Fig.14 ガラス温度・エッジ温度・ ΔT (Low-E 複層ガラス・破損有り)

Fig.15 厚板ガラスの加熱側温度・非加熱側温度

Fig.16-a 接触時熱画像 Fig.16-b 接触時写真 Fig.16-c 12 ミリ破片
Fig.16 厚板ガラスの接触割れ (L-25:加熱後 13 分)

5. 耐熱強化ガラスの保有強度と ΔT の関係

加熱されたガラス面の自由膨張は鉄枠に呑みこまれている四周の低温部分によって拘束されるため、ガラスエッジ部に発生する引張の熱応力 σ はガラスの線膨張率 α 、弾性係数 E の物性値を用いて理論式として考えると式 3 で表現できる^{9) 注 19)}。また式中には、かかり代やサッシ枠の仕様等によってガラスに発生する温度差 ΔT が変

動することを考慮した影響係数を K として表記した。

$$\sigma = K \cdot \alpha \cdot \Delta T \cdot E = 0.608 \cdot K \cdot \Delta T \quad (\text{MPa}) \quad \dots(\text{式 } 3)$$

一方で、本実験における全板厚に対する耐熱強化ガラスの保有強度と破損時の $\Delta T_{\max}$ との関係性を示したグラフを Fig.17 に示す。耐熱強化ガラスに加わる熱負荷は単板ガラスと Low-E 複層ガラスで異なることが確認できたため、それぞれで破損したプロットから回帰直線(a)(b)を導き、既報¹⁾で示した表面圧縮応力を保有強度(縦軸右：第2軸)と見なした場合のプロットも同じグラフに載せた^{注2)}。ややバラツキはあるものの、実験によって破損した $\Delta T_{\max}$ と保有強度 σ_0 とは板厚によらずに強い相関関係が見られ^{注2)}、Low-E 複層ガラスでは単板ガラスと比較して、より高い保有強度で回帰直線が導かれる(決定係数 $R^2=0.99$)。すなわち火災加熱により発生する温度差 $\Delta T_{\max}$ に対する耐熱強化ガラスの保有強度 σ_0 は Low-E 複層ガラスで破損したプロットから導かれた式 4 で得られる数値を最低限保有すべき強度の目安としてみなすことができる。

$$\sigma_0 > 0.6178 \cdot \Delta T_{\max} + 5.161 \quad (\text{MPa}) \quad \dots(\text{式 } 4)$$

Fig.17 に示すように本実験の範囲においては式 3 で $K=1.0$ として得られる発生熱応力 σ が回帰直線(a)のやや下側に位置付けられるが、 ΔT を $K=1.04 \sim 1.05$ 程度割り増しすることで両者は概ね一致する。そのため、温度差 ΔT に影響を及ぼすパラメータを適切に評価することにより、耐熱強化ガラスに必要な保有強度が ΔT による線形で表現することが可能と考えられる。

Fig.17 耐熱強化ガラス保有強度と $\Delta T_{\max}$

また、回帰直線(a)(b)と耐熱強化ガラスの表面圧縮応力 σ_s を保有強度とみなした既報¹⁾回帰直線とを比較すると、エッジ強度を考慮した回帰直線(a)(b)の方が回帰係数(傾き)が若干大きくなり、高い保有強度を担保させる場合には、より高いエッジ強度が必要になると推測できる^{注2)}。

6. まとめ

現在製造されている様々な板厚の耐熱強化ガラスを用いて、限られた条件であるがガラスエッジ強度を考慮した保有強度を確認し、保有強度と温度差 ΔT との関係性を把握するために鉄枠を用いた遮炎性能試験に基づく加熱実験を実施した。本実験条件の範囲で得られた知見は以下の通りである。

- (1) 4点曲げ強度試験法によるガラスエッジ強度試験を基に、耐熱強化ガラスについて、表面圧縮応力 σ_s と強化前の生板エッジ

強度の対数正規分布 $3\sigma_{n-1}$ 下限値 σ_e を足し合わせた σ_0 を保有強度として取り扱えることを確認した。

- (2) 保有強度が異なる様々な板厚の耐熱強化ガラスの単板ガラスと Low-E 複層ガラスで加熱実験を実施した。最大温度差の到達時間は板厚が厚いほど遅くなるものの、ピーク値は板厚には依存しない。Low-E 複層ガラスでは単板ガラスより温度差が高くなるため、より高い保有強度が必要となる。
- (3) 本実験では、Low-E 複層ガラスの耐熱強化ガラス 10 ミリ、12 ミリで Low-E ガラスとの接触によってガラスが破損するケースがあった。これは耐熱強化ガラスが厚板であるがゆえに板厚方向温度差が大きくなることで特有の熱変形が発生し、かつ耐熱強化ガラスの接触面側が低温状態で接触することで局所的な引張応力が発生して破損したと考えられる。
- (4) 実験から得られたデータにより、保有強度と温度差 ΔT の関係性を導き出し、それぞれ板厚によらずに強い相関があることが把握できた。すなわち、火災加熱を受ける耐熱強化ガラスの保有強度は、概ね温度差 ΔT による線形で表現できる。

なお、本実験に用いた耐熱強化ガラスについては、Low-E 複層ガラスの厚板ガラスで接触割れという、ガラス面とエッジ部との温度差 ΔT では説明できない現象が起きているが、ガラスの拘束条件・寸法・辺比などによって異なる現象と考えられるため、更なる検証が必要である。

火災加熱を受けるガラスの発生熱応力をもたらし温度差 ΔT は、かかり代やサッシ種類などによって影響されることが既報の結果から把握できている。今後は、この温度差 ΔT に影響する様々なパラメータ(影響係数 K)を考慮した評価への展開を検討する。

参考文献

- 1) 鈴木一幸他：火災時における耐熱強化ガラスの破損要因に関する実験的研究，日本建築学会環境系論文集 第 80 巻 第 715 号，pp.685-694，2015.9
- 2) 鈴木一幸他：耐火炉を用いた Low-E ガラスの防火性能に関する実験的研究，日本建築学会環境系論文集 第 81 巻 第 727 号，pp.739-747，2016.9
- 3) Kazunori Harada, et al : An Experimental Study on Glass Cracking and Fallout by Radiant Heat Exposure, 6th IAFSS, pp.1063-1074, 2000
- 4) 劉高育他：同心円曲げ試験法による防火ガラスの高温時の力学的性質に関する実験的研究，日本建築学会大会学術講演集，A-2，pp.37-40，2007.8
- 5) 桶谷幸史他：強化ガラスの統計処理および破壊強度特性に関する研究，pp.977-978，1999.9
- 6) 日本規格協会：JIS R 3222 倍強度ガラス，p.2，2003.5
- 7) 日本規格協会：JIS R 3106 板ガラス類の透過率・反射率・放射率・日射熱取得率の試験方法，p.3，1998.3
- 8) 山根正之他：ガラス工学ハンドブック，朝倉書店，p.86，p.356，1999.7
- 9) 金多 潔：弾性論-Theory of Elasticity-，コロナ社，pp.449-459，1973

注

- 注 1) 耐熱強化ガラスは、フロートガラスを軟化温度(約 650℃程度)まで加熱後、ガラス両面に空気を吹き付けて急冷することによって、表面に強い圧縮層が導入され、外力からの負荷で発生する引張応力を打ち消し、高強度となる。
- 注 2) 表面圧縮応力は JIS 規格⁹⁾に規定されている示差屈折計を用いて、ガラスそのものを測定することができる。表面圧縮応力の測定は、強化ガラスの錫面に光ビームを入れ、表面に沿って伝わる光を光弾性効果により、屈折率の差(複屈折率)から光の経路に直交する方向に働く表面圧縮応力を換算できる。

注 3) 耐熱強化ガラスで構成された Low-E 複層ガラスは、耐熱強化ガラス側から加熱されると、Low-E の赤外線反射効果によって耐熱強化ガラスに大きな熱負荷が加わることが既報¹⁾にて確認されている。よって基礎として単板ガラスと、さらに高い強度が必要と考えられる Low-E 複層ガラスを試験体として選定した。

注 4) エッジ強度試験は、EN1288-3(2000)、ISO/DIS1288-3(2014)0109-0609 の面強度試験方法に準拠したエッジ強度試験方法を 2008 年から板硝子協会で採用している。エッジ強度は熱割れに対する強度の重要性を加味して、よりエッジ強度を的確に評価できる縦置きの方法で実施した。

注 5) 表面圧縮応力のプロット点が少なく見えるのは、重なっているデータ(同じ数値)が存在するためであり、データとしては全て記載している。また、見かけ上の生板ガラスの破壊応力は、各試験体の耐熱強化ガラスの破壊応力から、その表面圧縮応力を差し引いた数値とした。

注 6) ガラスの破壊応力は、対数値をとることで正規分布に従うため、その対数正規分布を用いて母集団から抽出した値を用いた標本標準偏差を σ_{n-1} とし、対数正規分布 $3\sigma_{n-1}$ 下限値を耐熱強化ガラスの破損しない強度を評価できる閾値として定義した(対数は自然対数を用いた)。

注 7) 型板ガラス・エッチングガラスは、耐熱強化ガラスの最も一般的な不透視品種として選定した。数値のみの表記は透明品を示している。
①エッチングガラス：ガラス表面に硫酸などの薬品を用いて腐食させることにより、ガラス面が装飾されたガラス。
②型板ガラス：ロールアウト製法(模様付きのロール間にガラス生地を通して模様を付ける製造方法)により、ガラス片面に型模様が付けられたガラス。

また、Table4 に 8 ミリ品のデータが記載されているが、Table3 で得られたデータのガラスとは製造ロットが異なるため、改めてガラスエッジ強度試験によって破壊応力を確認した。

注 8) 遮炎性能試験に用いるガラスと同じロットのガラスでエッジ強度試験を実施しているため、異なるロットで評価する場合は再度サンプルを抽出してエッジ強度試験を実施している。Table5 中の※1 のガラスは代表値を記載したが、他に下表に示すエッジ強度が得られている。

品 種	$3\sigma_{n-1}$ 下限値 ^{注 6)} (MPa)	標準偏差 ^{注 6)}
3 ミリ(エッチング)	71.8	0.0764
3 ミリ(透明)	69.6	0.0728
6.5 ミリ(透明)	51.9	0.0921
	55.1	0.0788
	56.0	0.0774

注 9) ガラス面内よりもガラスエッジ部分の方が表面圧縮応力を導入しづらく、火災加熱を受けた際に最も大きな熱応力が発生すると考えられるエッジ部分近傍の数値を確認するために可能な限りエッジ部分に近づけた寸法として 30mm を採用した。

注 10) Low-E 複層ガラスの加熱面については、より厳しい耐熱強化ガラス側加熱としている。Low-E ガラス側加熱の場合は、加熱初期から Low-E ガラスが割れ落ち、耐熱強化ガラス単板と同じ状況になる。

注 11) 耐熱強化ガラスの製造過程の加熱・冷却工程により、表面圧縮応力の高低を調整することで、保有強度が高いものと低いものを製作した。

注 12) 既報¹⁾より、かかり代が深いほど ΔT が大きくなる結果が得られているが、本報では温度差による破損の有無に着目し、かかり代を一定値に拘らず、異なるかかり代のサンプルも織り交ぜて評価した。

注 13) 耐熱性無機接着剤「アロンセラミック D」(東亜合成㈱社製)
注 14) データロガー「UCAM 20PC」(共和電業㈱社製)

注 15) サーモカメラ「THERMO TRACER TH9100MV」(NEC Avio)

注 16) 本報における接触割れとは、耐熱強化ガラスの変形により Low-E ガラスと接触し、接触した部分を始発点として破損する現象と定義した。

注 17) 耐熱強化ガラス 10 ミリ・12 ミリの厚板ガラスが Low-E ガラスと接触して破損すると考えられるメカニズムを示す。
①加熱されたガラスは加熱側が熱伸びするため、加熱側へ変形する。
②加熱 10 分程度になると加熱側ガラス面温度は 500~550℃で徐冷点近傍となるため加熱側ガラス面はほぼ応力緩和状態に近づくが、空気層側ガラス面温度はひずみ点^{*1)}以下であるため、空気層側ガラス面にはひずみが残留し、かつ剛性を有する状態となる^{*2)}。
③板厚方向温度差が大きく、かつ空気層側ガラス面温度は加熱側ガラス面温度と比較して低い状態であるため、ガラス断面の内部応力は

温度が低い空気層側が引張となり変形方向は非加熱側へ移行する^{*3)}。

④耐熱強化ガラスと Low-E ガラスが接触した場合、耐熱強化ガラスは残留ひずみと剛性を有する状態で接触し、その接触部分の温度が低くなった段階でガラスに局部的引張応力が発生し、接触部分を始発点とする熱割れを引き起こす。

この現象はガラス寸法・辺比・短辺寸法・ガラス納まり(拘束条件)等によって異なることが予想される。そのため接触割れは、ある限定条件下で発生するものと考えられるが、厚板の耐熱強化ガラスで構成される Low-E 複層ガラスについては板厚方向の温度分布に起因する特有の変形が生じている可能性がある。

※1：ガラスの粘度について、特性温度は温度-粘度曲線⁸⁾よりそれぞれに粘度を基準とした定義がされている。

・徐冷点は、特性温度 550℃前後の温度で 15 分間保持するとガラス内の歪みが除去される点。(粘度 η : 10^{13} P、 $\log\eta=13.0$)

・ひずみ点は、特性温度 500℃前後の温度であり、ガラスは粘性流動を起こさない温度帯のため、どんなに長くこの温度を保持しても歪みを除去できない点。ガラスが脆性破壊するのはこの温度以下の範囲となる。(粘度 η : 4×10^{14} P、 $\log\eta=14.6$)

※2：弾性係数・剛性率の温度変化⁸⁾について、ソーダ石灰ガラスの場合は、高温になるにしたがい緩やかに低下するが、400℃を超えると急激に低下することが明らかにされている。

※3：単板ガラスで加熱を受ける際も、一旦加熱側へ変形した後、非加熱側へ変形することを目視確認している。

注 18) 耐熱強化ガラスには表面圧縮応力の約 1/2 の引張応力が断面内に存在するため、万が一破損した場合はそのエネルギーが解放されることで、破片は極めて小さくなる。今回の厚板ガラスの接触割れ時は、フロート板ガラス並みの大きな破片となり、ガラス面が徐冷点近傍まで加熱されることで、ガラスの応力緩和が進行していることが推測できる。

注 19) 上記の注 17)※2 に弾性係数の温度変化について記載したが、耐熱強化ガラスが破損する場合、そのほとんどがガラス面温度 400~500℃の段階であるため、式 3 には便宜的に定数値を与えた。

注 20) 既報¹⁾では、限られた板厚の耐熱強化ガラスを用いて、ガラスエッジ強度を一定のものとし、表面圧縮応力を保有強度とみなして評価している。また、本実験条件においては 10 ミリ・12 ミリの厚板ガラスと 8 ミリ以下のガラスとで性状が異なる可能性があることが把握できたため、図中には 10 ミリ・12 ミリと 8 ミリ以下とで分けて表記し、破壊モードが異なる Low-E 複層ガラスの接触割れについては Fig.17 からは除外した。

注 21) 回帰直線からの外れ値は、回帰分析より残差の標準偏差 σ の 2 倍を超えるデータ(S-11 : 2.09 σ) があるが、環境諸条件やガラス材料のバラツキなどを含めてデータは除外せずにそのままプロットに載せた。

注 22) 本実験で表面圧縮応力のみの回帰係数は 0.5179 であり、既報の回帰係数に近接する。また、表面圧縮応力のみで高い保有強度を担保すると、強化処理の加熱・冷却工程において、ある段階からガラスへの熱的負荷により、通常使用において反射映像等を損なう可能性がある。したがって、高い保有強度が必要な場合は、エッジ強度を高めながら総合的な保有強度のバランスを保つ必要がある。

記号表

l_1	：支持スパン[mm]	l_2	：載荷スパン[mm]
P	：荷重[N]	τ	：破壊応力[MPa]
t	：ガラス板厚[mm]	h	：ガラス高さ[mm]
ε_n	：ガラス垂直放射率[-]	D	：かかり代[mm]
σ_0	：ガラス保有強度[MPa]	σ_e	：エッジ強度[MPa]
σ_s	：表面圧縮応力[MPa]	σ	：発生熱応力[MPa]
ΔT	：ガラス面内温度差[K]		
$\Delta T_{\max}$	：ガラス面内最高温度差(破損時の温度差)[K]		
ΔT_c	：ガラス板厚方向温度差[K]		
E	：ガラス弾性係数= 7.16×10^4 [MPa]		
α	：ガラス線膨張率= 8.5×10^{-6} [1/℃]		
K	：発生応力影響係数 [-]		

EXPERIMENTAL STUDY FOR TEMPERED FIRE RESISTANCE GLASS ON FIRE

Correlation between total glass strength and temperature difference

*Kazuyuki SUZUKI^{*1}, Takashi HISADA^{*2}, Akinori SATO^{*3}
and Yoshifumi OHMIYA^{*4}*

^{*1} Nippon Sheet Glass Co., Ltd.

^{*2} Nippon Sheet Glass Co., Ltd., Dr. Eng.

^{*3} Asahi Glass Co., Ltd.

^{*4} Prof., Dept. of Architecture, Faculty of Science & Technology, Tokyo University of Science, Dr. Eng.

Tempered fire resistance glass is designed to be able to tolerate thermal stress on fire by giving the surface compression stress that is higher than general tempered glass. However the surface compression stress is able to be measured by optical method along Japanese Industrial Standard, but edge strength is not able to be checked without breaking glass panes. On setting glass strength, many glass panes are broken and the glass breaking stress obtained by statistically processing becomes allowable glass stress. In the previous report, it was obtained as basic knowledge that there was a strong correlation between temperature difference ΔT and surface compression stress. However, even if glass had high surface compression stress, if the edge strength of the glass is much lower, it is quite possible that the tempered fire resistance glass is broken in an early stage of fire. Therefore, tempered fire resistance glass has to be evaluated as the total strength about both the surface compression stress and glass edge strength. On this study, the glass edge strength was checked by glass breakage four-point bending tests, tempered fire resistance glass in the same production lot was used in fire tests. The surface compression stress was measured the glass that is evaluated by fire tests. To grasp the correlation between temperature difference and the total glass strength of tempered fire resistance glass, the temperature data of glass was obtained by fire tests.

The four-point bending test condition is shown below.

- Glass size is W1,000mm×H100mm, glass thickness is 3mm~12mm, and the number of glass panes is 50 sheets.
- The glass was put on the supported point of the 900mm span, and was loaded from the upper end of glass on loading point of the 300mm span as four-point bending test method.

The fire test condition is shown below.

- Fire tests were performed for Single glass panes and Low-E Insulated Glass Units.
- Concerning Low-E-IGU, tempered fire resistance glass was located on fire side (Figure 7, 8).
- Fire tests were performed along the ISO834 Heat Curve for each specimen.
- The temperature of the glass was measured by thermo couples with a data logger (Figure 9).

Findings are as follows.

- 1) Glass edge strength was checked by glass breakage four-point bending tests.

Figure 2 shows that the total strength of tempered fire resistance glass could be expressed as surface compression stress and edge strength. On this study, the edge strength was treated as lower-limit value of the lognormal distribution $3\sigma_{n-1}$.

- 2) Figure 10, 13, Table 10, 11 show that the upper peak of temperature difference arrives at 400K degree for Low-E IGU, at 300K degree for Single glass without depending on the glass thickness. That is to say, the strength of tempered fire resistance glass for Low-E-IGU needs to be much stronger than Single glass.
- 3) Figure 15, 16 show that on this fire tests, fire tempered glass or Low-E glass was broken by touching each other on 10mm and 12mm thickness of tempered fire resistance glass. That is the reason why the glass that has the thickness is easy to increase temperature difference of front and back sides, and the touch is caused before glass temperature is reached at softened temperature.
- 4) The lowest total strength for tempered fire resistance glass not to be broken could be evaluated by ΔT without depending on the glass thickness from a number of fire tests. (Formula 4: $\sigma_0 > 0.6178 \cdot \Delta T_{\max} + 5.161$) The thermal stress of the glass was expressed in consideration of a parameter to affect the difference of temperature (Formula 3: $\sigma = 0.608 \cdot K \cdot \Delta T$)

(2016年11月6日原稿受理, 2017年2月10日採用決定)