

研究報告

直交集成板金屬連結件接合之剪斷抵抗性能探討

葉民權^{1,2)} 宋雲煒¹⁾ 林玉麗¹⁾

摘 要

本研究開發鋁合金連結件並以自攻螺絲為扣件應用於直交集成板之接合，探討不同連結件型式、不同自攻螺絲直徑及配置數量，對接合剪斷抵抗之影響。利用國產柳杉製造對稱異等級直交集成板，並考量南方松異樹種製造以及不同木理方向受力條件之影響。結果顯示在最大剪斷容量方面，以T型及平板型連結件進行之直交集成板接合分別優於以L型連結件接合者51及43%，在接合初始剛性方面亦為後者之2.8及6.1倍。以直徑6 mm自攻螺絲18支配置增加至28支數量進行接合時，L型連結件接合之最大剪斷容量及初始剛性可分別提高47及42%；以直徑8 mm自攻螺絲12支配置增加至18支數量時，則分別可提高34及61%。在相同的自攻螺絲配置數量下，以8 mm直徑自攻螺絲接合者之最大剪斷容量及降伏容量分別優於以6 mm直徑接合者42及36%。柳杉直交集成板之接合剪斷抵抗性能與南方松異樹種直交及成板相近。另外，只有6 mm自攻螺絲以28支配置時，其接合才有顯示垂直木理方向載重之最大剪斷容量及降伏容量高於以平行木理方向之載重方式。當連結件之自攻螺絲配置數量增加時，CLT接合部之能量散逸平均可以增加59%。以鋁合金連結件配合自攻螺絲為扣件之直交及成板接合的塑性率介於2.2~8.4，其中以平板型連結件之接合延展性為最高。

關鍵詞：直交集成板、自攻螺絲、接合、剪斷抵抗。

葉民權、宋雲煒、林玉麗。2019。直交集成板金屬連結件接合之剪斷抵抗性能探討。台灣林業科學 34(4):235-62。

¹⁾ 國立屏東科技大學木材科學與設計系，91201屏東縣內埔鄉學府路1號 Department of Wood Science and Design, National Pingtung Univ. of Science and Technology, 1 Shuehfu Rd., Neipu Township, Pingtung 91201, Taiwan.

²⁾ 通訊作者 Corresponding author, e-mail:yehmc@mail.npust.edu.tw

2019年7月送審 2019年9月通過 Received July 2019, Accepted September 2019.

Research paper

Investigation of the Shear Resistance Performance of Cross-Laminated Timber Connections Using Mechanical Connectors

Min-Chyuan Yeh,^{1,2)} Yun-Wei Sung,¹⁾ Yu-Li Lin¹⁾

[Summary]

Aluminum alloy connectors were developed and applied to cross-laminated timber (CLT) connections with fasteners of self-tapping screws (STSs) in this study to investigate the effects of connector types, and the diameter and number of STSs on the shear resistance performance of CLT connections. The CLT of heterogeneous-grade construction was made using *Cryptomeria japonica* plantation timber mixed with southern pine (*Pinus* spp.). Effects of the different loading directions along the wood grain were also considered. Results showed that maximum shear capacities of CLT connections assembled with T-type and plate-type connectors were 51 and 43%, respectively, higher than that of a CLT connection with angle bracket connectors. The initial stiffness of the CLT connections assembled with these 2 types of connectors was also found to be 2.8- and 6.1-times higher, respectively, than the CLT connection with angle bracket connectors. Both the maximum shear capacity and the initial stiffness of CLT connections fastened with 6-mm STSs increased 47 and 42%, respectively, as the numbers of STSs applied increased from 18 to 28 during connection assembly. Increases of 34 and 61% in the maximum shear capacity and initial stiffness, respectively, of CLT connections were found as the numbers of 8-mm STSs applied increased from 12 to 18. It was also found that the shear resistance performance of a Japanese cedar CLT connection was close to that of a southern pine-mixed CLT connection. A higher maximum shear capacity and yield shear capacity of a CLT connection were found only in the case fastened with 28 6-mm STSs when the loading direction was applied perpendicular to the wood grain at the connection instead of parallel to the wood grain. The average energy dissipation of the CLT connections increased 59% when a connector was assembled with more STSs. Ductility ratios between 2.2 and 8.4 were obtained when CLT connections were assembled with aluminum alloy connectors using self-tapping screws, and the most ductile behavior was found for a connection assembled with plate connectors.

Key words: cross-laminated timber, self-tapping screw, connection, shear resistance.

Yeh MC, Sung YW, Lin YL. 2019. Investigation of the shear resistance performance of cross-laminated timber connections using mechanical connectors. *Taiwan J For Sci* 34(4):235-62.

緒言

直交集成板(cross-laminated timber, CLT)工程木材之製造技術及在木結構之施工技術發展源自於歐洲，由於具有高強度及高剛性，同時具有施工效率及精準度之優勢，成為木構造突破三、四層樓限制並挑戰中及高樓層建築市場之機會。2009年英國倫敦的「史塔德豪斯」9層住宅木建築，以CLT建造當時世界最高樓層木建築。倫敦一自治區於2012年啟動「木材第一」的都市計畫政策，推動木構造施工能夠超越RC及鋼構，藉以凸顯永續的優點，利用4000 m³ CLT建造10層33.8 m高度之社區，並於2016年完成當時世界最高之木造建築(Harley et al. 2016)。加拿大BC省於2009年通過「木材第一條例(Wood First Act)」之法案，推動公共建築及裝修都要以木材為主，2015年透過聯邦政府推動高樓層木構造建築構想計畫，利用CLT及集成材等工程木材，於2年期間設計及建造了53 m高度18層15,000 m²面積之木造學生宿舍。透過該構想計畫，完成三項效益包括自歐洲引進了CLT技術並於美加兩國施行，同時促使加拿大之法規中木構造限制自4層突破至6層，進一步並能夠運用CLT進行高樓層之建築(Mohammad et al. 2016, Poirier et al. 2016)。可知CLT產品之運用在先進國家間廣泛的推動而形成風潮，其產量於初期之2.5萬m³/年，至2015年達65萬m³/年，預期在2020年可增至100萬m³/年，其中又以奧地利產量佔63%最多，德國佔26%次之(The Japan Housing and Wood Technology Center 2016)。國內在開發國產造林木利用以及推動木構造綠建築之際，針對主要造林樹種如柳杉及杉木之利用，確可考量開發此種新型CLT工程木材的可行性，以及探討應用在木構造的適用性。

作為工程木材，CLT主要是應用於平台式木構造，作為樓板、牆體、屋頂、線性梁等承重構材，用以傳遞垂直力或側向力，在地震載重下CLT木構造具有良好之耐震性能，可應用於住宅或非住宅、重建或擴建、修復、以及中層或高樓層建築等(Gavric et al. 2015a, MahdaviFar et al. 2016)。其中CLT牆體之間或

是牆體與樓板之間的連結，要能確保該結構物對承載力路徑的連續性，因此，金屬連結件在CLT建物中扮演很重要的角色。由於CLT板構造之剛性高，接合部位在受力過程中所能提供之延展性及能量散逸特性，也就決定了CLT結構的性能(Shen et al. 2013)。作為CLT結構組合的連結件型式有多種，包括角鐵、錨定、平板(plates)、片條(straps)等應用於各種可能的傳遞力途徑，如角鐵主要是用以抵抗抗風或是地震所引起CLT牆體的剪力。因此，在促進CLT產品開發及在木結構應用的過程中，有必要進一步評估或釐清所開發國產CLT之接合性能評估。

在以實木建造的框組壁結構或是梁柱結構組成中，金屬連結件常以普通釘或是箱用釘等扣件之配置進行緊固，以達到力之傳遞。在開發CLT金屬連結件之接合中，常考慮採用釘胴身有特定型態以提升扣件之緊固效果如環紋釘(ring nail)或是螺紋釘(spiral nail) (Shen et al. 2013, Schneider et al. 2014, Gavric et al. 2015a, Aranha et al. 2016)，日本在其設計施工手冊則建議金屬連結件可以配置木螺絲釘扣件以進行CLT之接合(The Japan Housing and Wood Technology Center 2016)，亦有評估金屬連結件以插銷(drift pin)配置的可行性(Nakashima et al. 2014)。MahdaviFar et al. (2016)則探討CLT以角鐵連結件配置六角頭螺絲的接合效果。自攻螺絲具有高緊固效果以及高施工效率，於近年來在歐洲大量運用於木結構之組合，在CLT之接合方面，則多以CLT之搭接、對接或是方栓接合方式，直接將自攻螺絲鎖入CLT進行組合(Sadeghi and Smith 2014, Gavric et al. 2015b, Hossain et al. 2016)。因此透過金屬連結件之延展性以及自攻螺絲之高緊固強度優點，作為CLT結構之接合運用，應能有效提升其作為結構體傳遞力之所需性能。由於CLT本身是透過各層木理相互垂直交錯的集成元層積膠合而成，各類插銷型之扣件於受力時，在CLT厚度方向層間的承壓方式，已不同於傳統實木之接合，並不適合以現有之扣件接合理論估計，而有必要進一步評估其實際之接合特性。

國內現行之木構造建築物設計及施工技术規範在接合部設計相關規定中，尚未訂定自攻螺絲的接合建議(Ministry of the Interior 2011)。故本研究擬針對國產柳杉製成CLT，利用鋁合金設計連結件，並以自攻螺絲為扣件進行CLT之接合，透過剪斷試驗，探討不同連結件型式、不同自攻螺絲直徑、及不同配置數量對CLT接合剪斷抵抗特性之影響。並比較以南方松集成元為CLT最外層之異樹種CLT對接合強度提升之效果，以及接合部在垂直與平行木理方向之剪斷特性差異，作為國內運用連結件及自攻螺絲扣件於CLT接合設計及施工之參考。

材料與方法

一、試驗材料

(一)樹種

1. 柳杉(*Cryptomeria japonica*; Japanese cedar)

採用新竹林區管理處竹東第七林班地43年生柳杉，經製材及窯乾乾燥後，其毛料尺寸為1900×120×38 mm，再經刨光及裁切成斷面為110×30 mm，長度為880 mm，作為柳杉CLT集成元，及異樹種CLT之內層集成元使用。平均氣乾密度為 $0.48 \pm 0.05 \text{ g cm}^{-3}$ 。

2. 南方松(*Pinus* spp.; southern yellow pine)

北美進口框組壁結構用製材之2×6規格材料，長度為3600 mm，經刨光及裁切製成880×110×30 mm，作為異樹種CLT之外層集成元使用。平均氣乾密度為 $0.55 \pm 0.05 \text{ g cm}^{-3}$ 。

(二)膠合劑

1. 膠合主劑

採用日本Oshika株式會社オーシカ間苯二酚-酚甲醛樹脂(resorcinol phenol formaldehyde adhesive, RPF)，型號為D-40，主劑混合硬化劑使用，其混合比例為100：15，混合後常溫下可作業時間約為1.5小時。

2. 硬化劑

採用日本Oshika株式會社オーシカの粉末狀聚甲醛，名稱為D系列用硬化劑。

(三)金屬扣件

1. 自攻螺絲

試驗使用兩款由舜倡發股份有限公司製造之自攻螺絲M6.0×90/50及M8.0×120/80，前者之抗扭強度介於12.74~13.23 Nm，後者介於30.88~31.37 Nm，兩種規格之彎折角均介於50~55°其詳細尺寸如下(Fig. 1及Table 1)，釘尖之切削刃長分別為15及18 mm。

2. 金屬連結件

設計平板型、T型及L型三種金屬連結件如後所述。材質上平板型、T型選用規格為5052-O之鋁合金，其材料降伏強度約為90 N mm⁻²，拉伸強度約為190 N mm⁻²，剪斷強度約為124 N mm⁻²，彈性模數為 $7.1 \times 10^4 \text{ N mm}^{-2}$ ，波松比(Poisson's ratio)為0.33；L型則選用規格為5083-O之鋁合金，其材料降伏強度約為145 N/mm²，拉伸強度約為290 N mm⁻²，剪斷強度約為172 N mm⁻²，彈性模數為 $7.03 \times 10^4 \text{ N mm}^{-2}$ ，波松比為0.33，鋁合金板厚度皆為5 mm。

二、試驗儀器與設備

(一)集成元分等設備

1. 目視分等

使用測量尺寸工具，游標卡尺、捲尺。

2. 打音頻譜分析(Tap tone analysis)

使用匈牙利FAKOPP Enterprise開發之軟體Fast Fourier transform analyzer (FFT analyzer)，常態頻率設定為2204 Hz，搭配ASUS個人筆記型電腦(型號為K53SV)、小鐵鎚(敲擊器)、麥克風收音器(接收頻率範圍為100~16,000 Hz，敏感度為 $38 \pm 2 \text{ dB}$ ，信噪比(signal to noise ratio, SNR) > 60 dB進行分析。

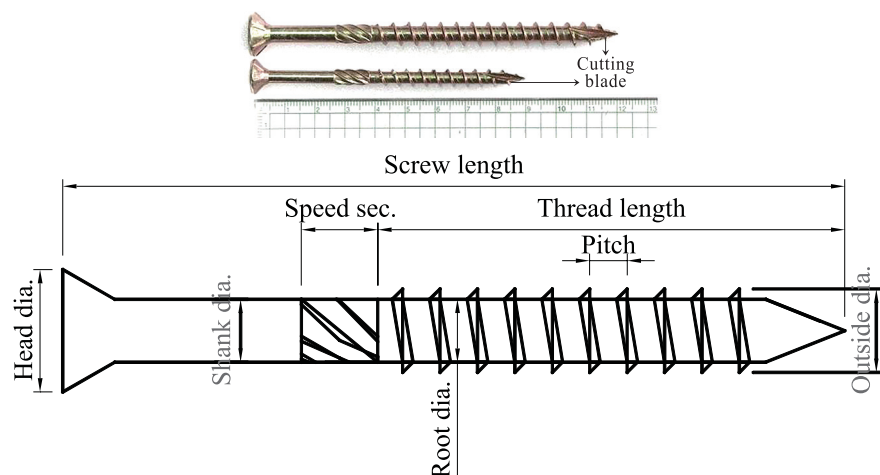


Fig. 1. Configuration of a self-tapping screw.

Table 1. Details of self-tapping screws

Specification	Screw length (mm)	Thread length (mm)	Pitch (mm)	Head diameter (mm)	Shank diameter (mm)	Root diameter (mm)	Outsider diameter (mm)
M6.0×90/50	89.95	49.56	4.57	11.80	4.20	3.86	6.24
M8.0×120/80	120.14	79.81	5.21	14.55	5.91	5.44	8.15

(二)CLT試體製造設備

1.集成元製備

使用氣動式裁斷機(廣穎機械工業股份有限公司製造)、四面鉋光機(型號為SHG-86-UMDV, 省興機械股份有限公司製造)、圓鋸機、裝潢用圓鋸機、縱剖機等加工設備。

2.CLT製備

使用氣動式攪拌器、布膠機、滾輪輸送台、油壓機(最大載重容量300噸)、自製CLT層積固定模具、束帶。

(三)試體組裝設備

模具製作使用雕刻修邊機(Makita 3701, 轉速為30,000 rpm, 耗電量為440 W)、圓鋸機、充電式電鑽(HILTI SFH 22-A, 三段調節變速功能, 鑽孔最大扭力為50 Nm), 組裝使用F型木工用夾具(長度為60、180 cm, 固定試體用)、充電式電鑽。

(四)剪斷試驗設備

1.動態疲勞試驗機

荷重元載重容量50噸, 萬匠企業股份有限公司製造, 型號: WT-6040A。

2.位移計(Linear variable differential transformer, LVDT)

位移計使用RDP group製造, 型號: DCTH3000A, 量測範圍為230 mm, 搭配及固定在磁性基座(magnetic base)上進行量測。

3.萬能試驗機

測定CLT膠合剪斷強度, 高鐵科技股份有限公司製造, 最大載重容量為10噸。

(五)統計分析軟體

使用IBM SPSS Statistics (vers. 20)軟體進行統計分析。針對試驗條件採用變異數分析(analysis of variance, ANOVA), 顯著水準為

5%，並以Tukey's honest significant difference (HSD)進行多重比較分析，顯著水準為5%。

三、試驗方法

本試驗之CLT製作參考日本農林規格JAS 3079 (2013)，運用國產柳杉造林木製成柳杉CLT，以及混合進口材南方松製成異樹種CLT等2種，配合所設計之平板型、T型及L型等3種金屬連結件，並以市售自攻螺絲作為扣件進行接合，並依自攻螺絲直徑及使用數量的不同進行CLT牆體之組合，試體透過雙剪斷試驗探討CLT接合強度性能。

(一)金屬連結件設計

進行平板型、T型及L型鋁合金連結件之細部設計時，針對自攻螺絲配置考量比照大木螺釘之間距配置至少為直徑之4倍，邊距配置至少為直徑之4倍，受壓側端距配置至少為直徑之7倍，係參考木構造建築物設計及施工技術規範

(Ministry of the Interior, 2011)中大木螺釘接合建議，其中平板型及T型連結件使用 $\phi 8$ mm自攻螺絲並配置數量12支(Fig. 2)；L型連結件使用 $\phi 8$ mm自攻螺絲並配置數量18及12支兩種條件(Fig. 3)，另外，L型連結件亦使用 $\phi 6$ mm自攻螺絲並配置數量28及18支兩種條件(Fig. 4)，上述鋁合金連結件厚度均為5 mm。

(二)直交集成板構成配置

本研究使用之CLT可區分為兩種，即全柳杉之CLT(同樹種CLT)及外層使用南方松補強之CLT(異樹種CLT)。集成元經打音振動頻譜分析以及分等後，參考JAS 3079進行配置，全柳杉CLT試體之組合外層使用等級為10~12 GPa之集成元，次外層為8~10 GPa等級之集成元，內層為5~7 GPa等級之集成元(Fig. 5)；異樹種CLT構成配置外層使用13~17 GPa等級之集成元，次外層為8~9 GPa等級之集成元，內層為5~7 GPa等級之集成元。

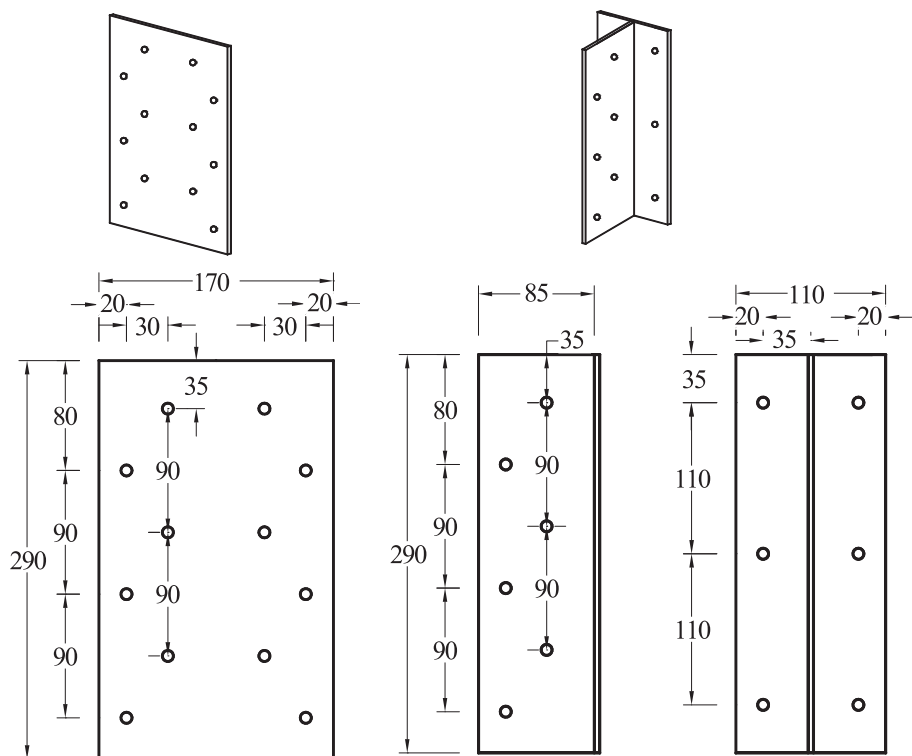


Fig. 2. Design of flat-type (left) and T-type (right) aluminum alloy connectors (units: mm).

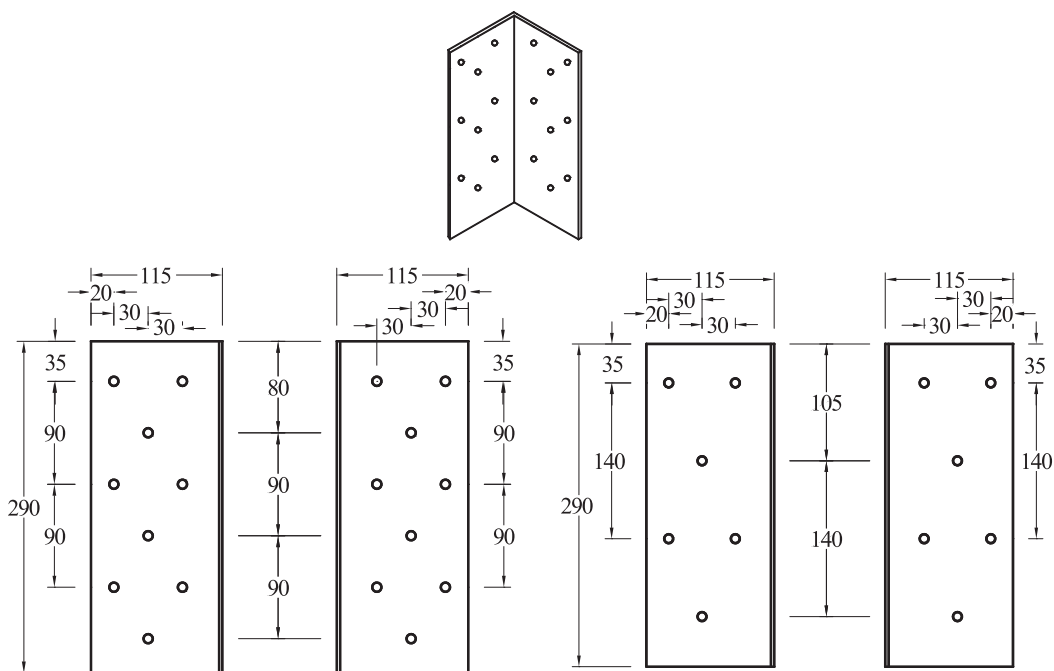


Fig. 3. Design of L-type aluminum alloy connectors with 18 (left) and 12 (right) 8-mm self-tapping screws (units: mm).

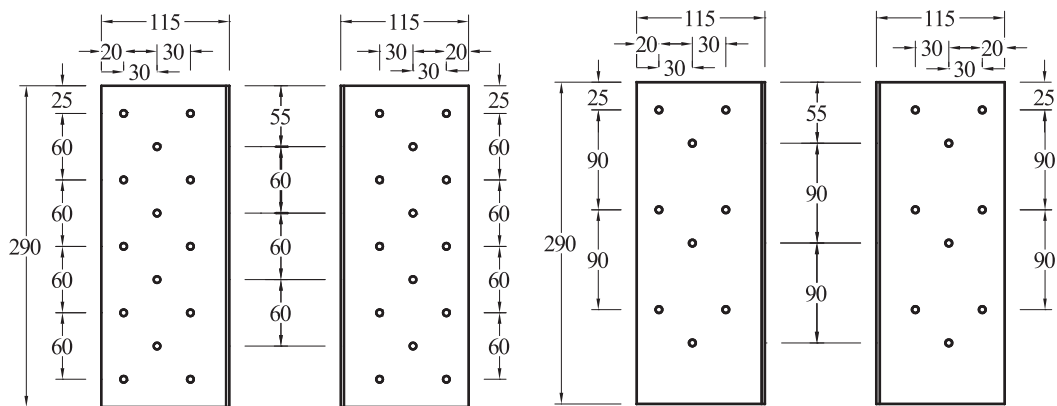


Fig. 4. Design of L-type aluminum alloy connectors with 28 (left) and 18 (right) 6-mm self-tapping screws (units: mm).

Outer layer	10~12 GPa	Outer layer	13~17 GPa
Inner layer	8~10 GPa	Inner layer	9 GPa
	5~7 GPa		5~7 GPa
	8~10 GPa		9 GPa
Outer layer	10~12 GPa	Outer layer	13~17 GPa

(a) *C. japonica*

(b) Mixed species

Fig. 5. Basic requirement of heterogeneous-grade composition of a five-layer *Cryptomeria japonica* cross-laminated timber (CLT) (a) and mixed-species CLT (b).

(三)CLT之製備

參照JAS 3079將集成元尺寸 $880 \times 110 \times 30$ mm配置成製作尺寸 $880 \times 880 \times 150$ mm之五層CLT，膠合過程採用層間佈膠，同一層之集成元寬度方向間兩側均不佈膠，佈膠量為 250 g m^{-2} ，採用單面佈膠，加壓壓力為 0.98 MPa ，加壓時間6小時。製成尺寸為 $880 \times 880 \times 150$ mm之CLT後，全柳杉CLT之平均含水率為 $15.5 \pm 0.2\%$ ，混合樹種CLT之平均含水率為 $15.5 \pm 0.7\%$ ，使用縱剖機裁切成尺寸為 $440 \times 440 \times 150$ mm之CLT試體，對應於平板型、T型鋁合金連結件之H型CLT試體組合之需要進行開槽，其中以嵌入方式組合之平板型在CLT主構材兩側及側構材單側邊上中間處皆需開槽，開槽深度為 85 mm ，寬度為 6 mm ；T型金屬連結件只在CLT主構材兩側邊上中間處開槽，開槽尺寸為 $90 \times 6 \text{ mm}$ ，在側構材邊上中點還需使用雕刻修邊機進行銑槽，銑槽尺寸為 $290 \times 110 \times 5 \text{ mm}$ ，作為將T型金屬連結件組合時完全埋入木材中之用。試驗採雙剪斷接合方式進行，以三塊CLT試體組成一字型及H型試驗體(Fig. 6)，組合時區分成兩種方式，以主構材木理方向平行於載重方向模擬實際結構中牆體與牆體接合，另外，以木理方向垂直於載重方向代表牆體與樓板接合，側構材木理方向平行於載重方向(Fig. 7)。

(四)CLT剪斷

本試驗試驗條件按照CLT試體模擬牆—牆接合與牆—樓板接合之應用，可區分為主構材

與受力方向平行(//)及垂直(\perp)兩種條件；依金屬連結件的型式可分為平板型(P)、T型(T)與L型之角鐵連結件(A)，共分為三種條件；依自攻螺絲使用的螺絲直徑與數量可分為 $\phi 6 \text{ mm}$ 的18及28支螺絲、 $\phi 8 \text{ mm}$ 的12及18支螺絲四種條件，總計18種條件，其試驗條件如Table 2所示，試驗時載重速度為 12 kN min^{-1} 每種條件重複三次。

(五)破壞模式之評估

試體的接合破壞可分為三個部分，分別為CLT試體破壞、金屬連結件破壞及扣件破壞，其破壞模式參考The Japan Housing and Wood Technology Centre (2016)中接合降伏模式，共有6種模式。自攻螺絲的降伏模式是參考歐洲的降伏理論，其中發生modes 3~6是表示高適用性，各模式分敘如下：

1. Mode 1為構材壓潰破壞，扣件與連結件無產生降伏破壞。
2. Mode 2為連結件降伏破壞，構材與扣件無產生破壞。
3. Mode 3為構材壓潰破壞、連結件降伏破壞，但無產生塑性銼。
4. Mode 4為構材壓潰破壞、連結件降伏破壞、扣件在連結件處產生1個塑性銼。
5. Mode 5為構材壓潰破壞、連結件降伏破壞、扣件在構材處產生1個塑性銼。
6. Mode 6為構材壓潰破壞、連結件降伏破壞、扣件在連結件及構材處皆產生塑性銼，共2個塑性銼。

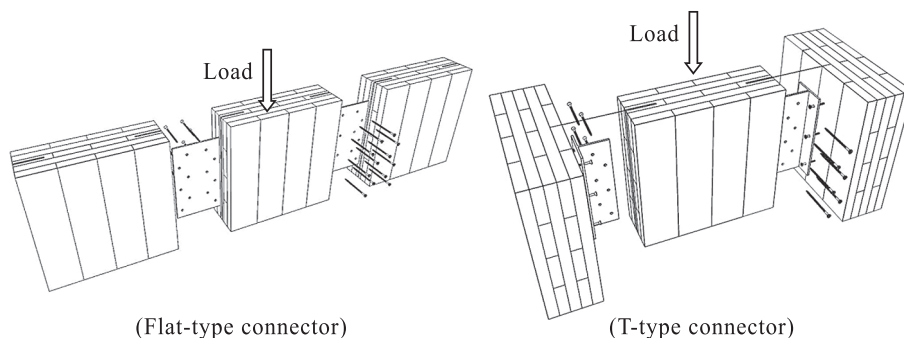


Fig. 6. Configuration of flat-type and T-type connectors for cross-laminated timber (CLT) assemblies in the shear test.

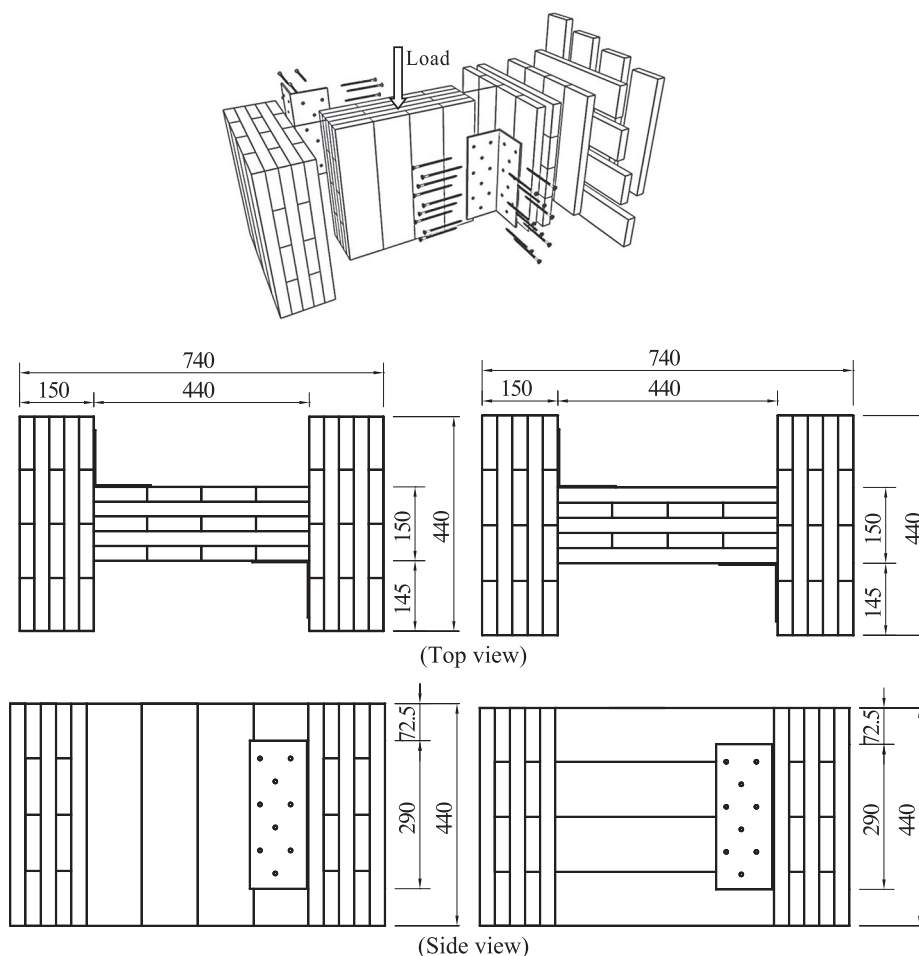


Fig. 7. Configuration of L-type connector of cross-laminated timber (CLT) assembly for the shear test, including parallel to the wood grain (left) and perpendicular to the wood grain (right) (units: mm).

在雙剪條件之破壞模式則應用NDS (2018) 之接合降伏模式中的mode III及mode IV進行。其中mode III是在兩個剪斷面均因彎曲降伏造成扣件一個塑性鉸；同時構材在扣件接觸點亦產生壓潰破壞。Mode IV是在兩個剪斷面均產生兩個塑性鉸，且構材在剪斷面位置產生壓潰。

(六)接合性能之評估

根據Japan Cross Laminated Timber Association (2015)提出之CLT接合部試驗評估方法，先計算各個結構特性因子，其因子包含最大載重(P_{max})、最大載重時之位移(δ_{max})、極限

載重(P_u)、極限位移(δ_u)、降伏載重(P_y)、降伏位移(δ_y)、初始剛性(K)、極限降伏位移(δ_v)、塑性率(μ)及構造特性係數(D_s)，求得方式如下(Fig. 8)，利用試驗所記錄的載重－位移關係，按下列步驟即可計算獲得，再藉以評估接合性能。

- 1.將0.1 P_{max} 與0.4 P_{max} 連成一條直線，形成第I直線。
- 2.將0.4 P_{max} 與0.9 P_{max} 連成一條直線，形成第II直線。
- 3.將第II直線平移至與載重－位移曲線圖相切，形成第III直線。
- 4.將第I直線與第III直線之交點畫出平行於X軸

之線，形成第IV直線，第IV直線通過載重－
位移曲線之交點載重，定義為降伏載重(P_y)。

5. 第IV直線通過載重－位移曲線交點之位移，
定義為降伏位移(δ_y)。

Table 2. Shear test matrix of cross-laminated timber (CLT) connections

Condition	Species	Connector type	Joint type	Screw diameter (mm)	Screw number
JJ-P-//-Ø8-12 ¹⁾	<i>C. japonica</i>	Flat type	Wall to wall	ø8	12
JJ-T-//-Ø8-12	<i>C. japonica</i>	T type	Wall to wall	ø8	12
JJ-A-//-Ø6-18	<i>C. japonica</i>	L type	Wall to wall	ø6	18
JJ-A-//-Ø6-28	<i>C. japonica</i>	L type	Wall to wall	ø6	28
JJ-A-//-Ø8-12	<i>C. japonica</i>	L type	Wall to wall	ø8	12
JJ-A-//-Ø8-18	<i>C. japonica</i>	L type	Wall to wall	ø8	18
JJ-A-⊥-Ø6-18	<i>C. japonica</i>	L type	Wall to floor	ø6	18
JJ-A-⊥-Ø6-28	<i>C. japonica</i>	L type	Wall to floor	ø6	28
JJ-A-⊥-Ø8-12	<i>C. japonica</i>	L type	Wall to floor	ø8	12
JJ-A-⊥-Ø8-18	<i>C. japonica</i>	L type	Wall to floor	ø8	18
PJ-A-//-Ø6-18	Mixed species	L type	Wall to wall	ø6	18
PJ-A-//-Ø6-28	Mixed species	L type	Wall to wall	ø6	28
PJ-A-//-Ø8-12	Mixed species	L type	Wall to wall	ø8	12
PJ-A-//-Ø8-18	Mixed species	L type	Wall to wall	ø8	18
PJ-A-⊥-Ø6-18	Mixed species	L type	Wall to floor	ø6	18
PJ-A-⊥-Ø6-28	Mixed species	L type	Wall to floor	ø6	28
PJ-A-⊥-Ø8-12	Mixed species	L type	Wall to floor	ø8	12
PJ-A-⊥-Ø8-18	Mixed species	L type	Wall to floor	ø8	18

¹⁾ JJ, *Cryptomeria japonica* CLT; PJ, mixed species CLT; P, flat-type; T, T-type; A, L-type; //, wall to wall; ⊥, wall to floor.

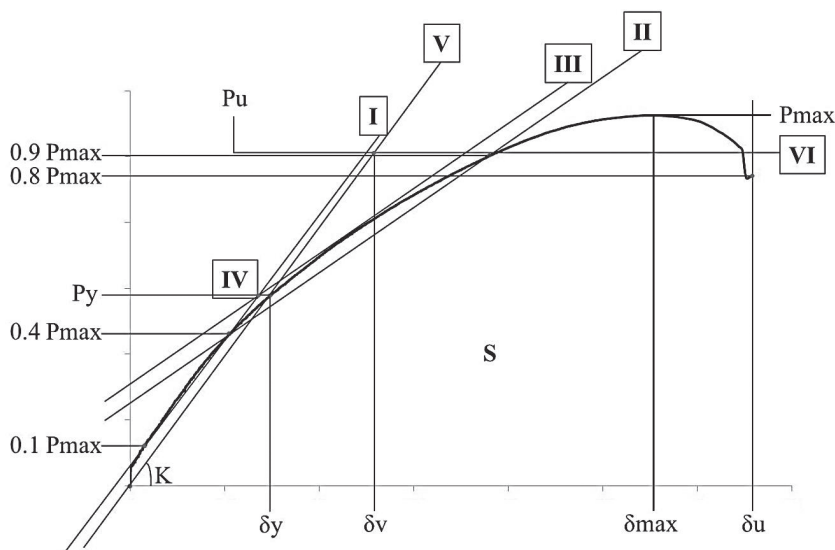


Fig. 8. Estimation of structural characteristic factors of a joint.

6. 將原點與交點(P_y, δ_y)連成連成一條直線，形成第V直線。此線之斜率被定義為初始剛性(K)。
7. 在達到最大載重後降低至 $0.8 P_{max}$ 時，此處之位移定義為極限位移(δ_u)。
8. 以載重-位移曲線至 $X = \delta_u$ 及X軸所包圍之面積S並定義為能量散逸(Energy dissipation, E)。
9. 以第V直線與 $X = \delta_u$ 、X軸，找出與S面積相等且平行於X軸之線，形成第VI直線。
10. 第V直線與第VI直線的交點定義為完全彈塑性模式之極限載重(P_u)，此處之位移為為完全彈塑性模式之極限降伏位移(δ_v)。
11. 塑性率(μ) = (δ_u / δ_v)。
12. 以 μ 計算接合部的構造特性係數(D_s)， $D_s = 1/\sqrt{2\mu - 1}$ 。

結果

一、CLT接合剪斷破壞模式

CLT之接合經剪斷試驗後破壞模式可區分為CLT、自攻螺絲、鋁合金連結件等三個部分，其中最常發生之破壞中，CLT之破壞分為木材壓潰破壞、集成元膠合剪斷破壞及劈裂破壞，自攻螺絲破壞分為降伏破壞、螺帽剪斷破壞、穿透連結件及螺絲引拔破壞，連結件破壞分為擴孔破壞、剪斷破壞及大量變形，發生率統計結果如Table 3所示：

(一)CLT之破壞模式

CLT以L型連結件接合之剪斷試驗條件中，接合部位皆出現木材壓潰的情形產生，壓潰分為兩個部分，其一為CLT因自攻螺絲受力變形

Table 3. Failure mode of cross-laminated timber (CLT) connections subjected to a shear test (units: %)

Connection type	CLT failure			Self-tapping screw failure			Connector failure			
	Crushing failure	Lamina shear	Split	Failure mode 6	Screw head shear	Penetration failure	Withdrawal failure	Hole deformation	Plate large deformation	Fracture
JJ-A-// -Ø6-18 ¹⁾	100	0	100	100	100	100	100	100	100	0
JJ-A-// -Ø6-28	100	66.67	100	100	100	100	100	100	100	0
JJ-A-// -Ø8-12	100	0	100	100	0	100	100	100	100	100
JJ-A-// -Ø8-18	100	0	100	100	0	100	100	100	100	100
JJ-A-⊥ -Ø6-18	100	0	100	100	100	100	100	100	100	0
JJ-A-⊥ -Ø6-28	100	0	100	100	66.67	100	100	100	100	33.33
JJ-A-⊥ -Ø8-12	100	0	100	100	0	100	100	100	100	100
JJ-A-⊥ -Ø8-18	100	0	100	100	0	100	100	100	100	100
JJ-P-// -Ø8-12	100	0	100	Mixed ²⁾	0	0	0	100	0	0
JJ-T-// -Ø8-12	100	0	100	Mixed	0	0	100	100	0	0
PJ-A-// -Ø6-18	100	0	100	100	100	100	100	100	100	0
PJ-A-// -Ø6-28	100	100	100	100	0	100	100	100	100	0
PJ-A-// -Ø8-12	100	0	100	100	0	100	100	100	100	100
PJ-A-// -Ø8-18	100	66.67	100	100	0	100	100	100	100	100
PJ-A-⊥ -Ø6-18	100	0	100	100	100	100	100	100	100	0
PJ-A-⊥ -Ø6-28	100	0	100	100	100	100	100	100	100	100
PJ-A-⊥ -Ø8-12	100	0	100	100	0	100	100	100	100	100
PJ-A-⊥ -Ø8-18	100	0	100	100	0	100	100	100	100	100

¹⁾ JJ, *Cryptomeria japonica* CLT; PJ, mixed species CLT; P, flat-type; T, T-type; A, L-type; //, wall to wall; ⊥, wall to floor.

²⁾ May be classified as a mixture of failure modes III, IV, and 6.

進而擠壓木材所產生(Fig. 9a)，其二為自攻螺絲受引拔抵抗作用於鋁合金連結件，導致鋁合金板變形破壞並擠壓表層集成元(Fig. 9b)，壓潰的發生伴隨著表層集成元在螺絲孔周遭之木材纖維撕裂並沿木理方向的劈裂(Fig. 9c)，而CLT在平板型及T型連結件接合之剪斷試驗條件中連結件表面無明顯之破壞，但試驗體拆解後可看出CLT在接合介面受多數自攻螺絲之變形而產生木材壓潰(Fig. 9d)。木材壓潰程度則受自攻螺絲直徑、數量，及表面集成元密度所影響，且以直徑小且數量少者木材壓潰程度較大，而表面集成元密度越高壓潰程度越小。

集成元的剪斷破壞(Fig. 9e)只發生在受力方向平行於木材纖維方向之接合剪斷試驗之條

件，破壞位置在接合部位之次層集成元且接近表層集成元之處，此種剪斷破壞相同於膠合剪斷破壞之模式，沿著垂直方向之年輪方向破壞，從各接合條件來看，主要是發生在自攻螺絲使用數量較多的接合(Fig. 9f)。

(二)自攻螺絲破壞模式

CLT以L型連結件接合之剪斷試驗條件依據The Japan Housing and Wood Technology Centre (2016)中有關插銷型扣件之接合降伏破壞模式進行區分，顯示自攻螺絲之破壞為CLT單剪降伏模式之mode 6為主，此種形式是在變形過程中會產生2個塑性鉸(Fig. 10a)，透過木材的緊固及鋁合金板的剪斷抵抗，各材料間同時產生

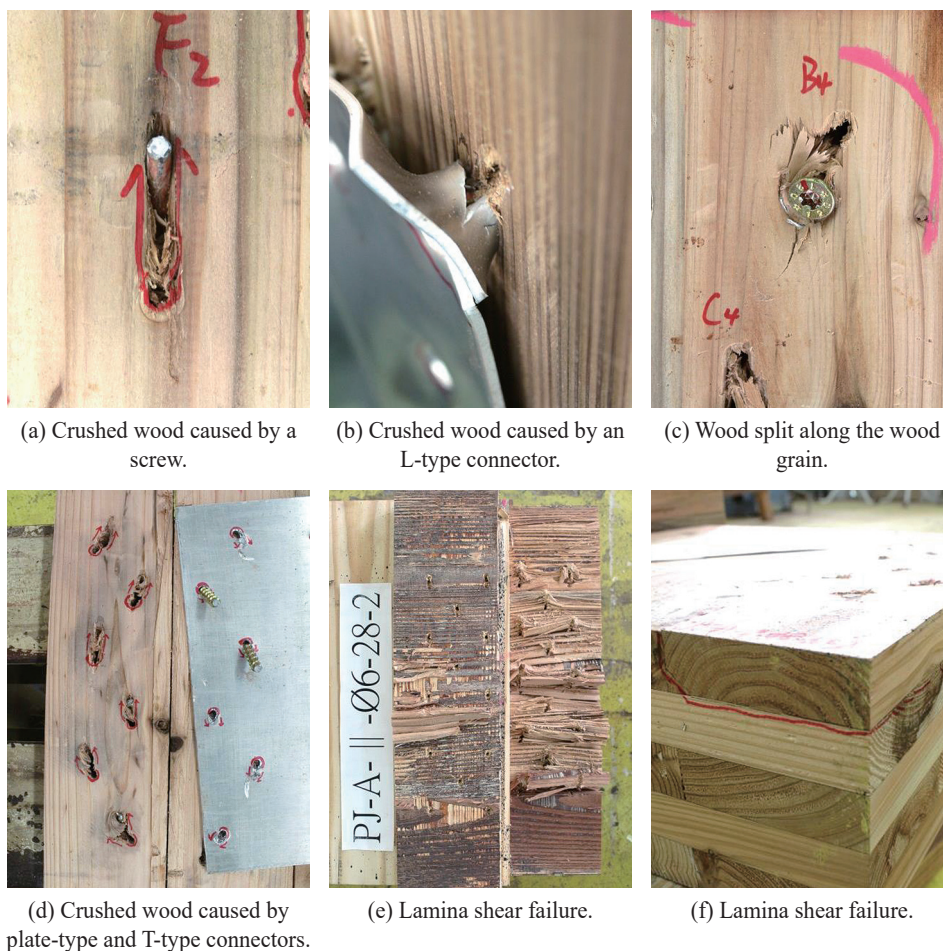


Fig. 9. Demonstration of cross-laminated timber (CLT) failure at the CLT connection.

變形，自攻螺絲大量產生螺帽穿透鋁合金板破壞形式(Fig. 10b)，以及自攻螺絲於CLT試體的引拔破壞形式(Fig. 10c)，此在各接合試驗條件中皆有觀察到。另外，在CLT平板型連結件接合試驗條件中，接合降伏破壞模式屬於雙剪形式(Fig. 10d)，在The Japan Housing and Wood Technology Centre (2016)並無定義屬於CLT的雙剪形式接合降伏模式，故參考NDS (2018)有關木結構接合部的螺栓雙剪降伏模式，顯示同時為mode III及mode IV的組合。在以T型連結件接合的試驗條件中，受力時主構材側屬於雙剪形式，側構材端屬於單剪形式，故接合之降伏破壞模式係結合CLT單剪降伏模式之mode 6，此相當於NDS中之mode IV，以及雙剪降伏模式之mode III及mode IV的組合。螺帽的剪斷破壞(Fig. 10e)只發生在自攻螺絲直徑為6 mm的接合試驗條件中。

(三) 鋁合金連結件破壞模式

鋁合金板的鑽孔處之擴孔變形，來自於固定於該孔之自攻螺絲於傳遞力的過程時之螺絲洞身擠壓(Fig. 11a)形成，在所有的接合試驗條件皆有發生，以及鋁合金板在局部位置發生斷裂之破壞(Fig. 11b)，此種鋁合金板的斷裂破壞是發生在鋁合金板嚴重變形(Fig. 11c)之後，亦即在試體達到最大剪斷容量後。另外，平板型及T型連結件則因接合時為嵌入CLT構材中之設計，受到CLT構材開槽寬度的限制，故無明顯的嚴重變形。

二、CLT接合之剪斷抵抗特性

剪斷試驗之CLT接合試體係以3片CLT透過金屬連結件組成H型或是一字型，並在中央載重過程中形成兩個接合剪斷面，試驗結果換算成單剪接合面進行分析。柳杉CLT牆-牆接合(平

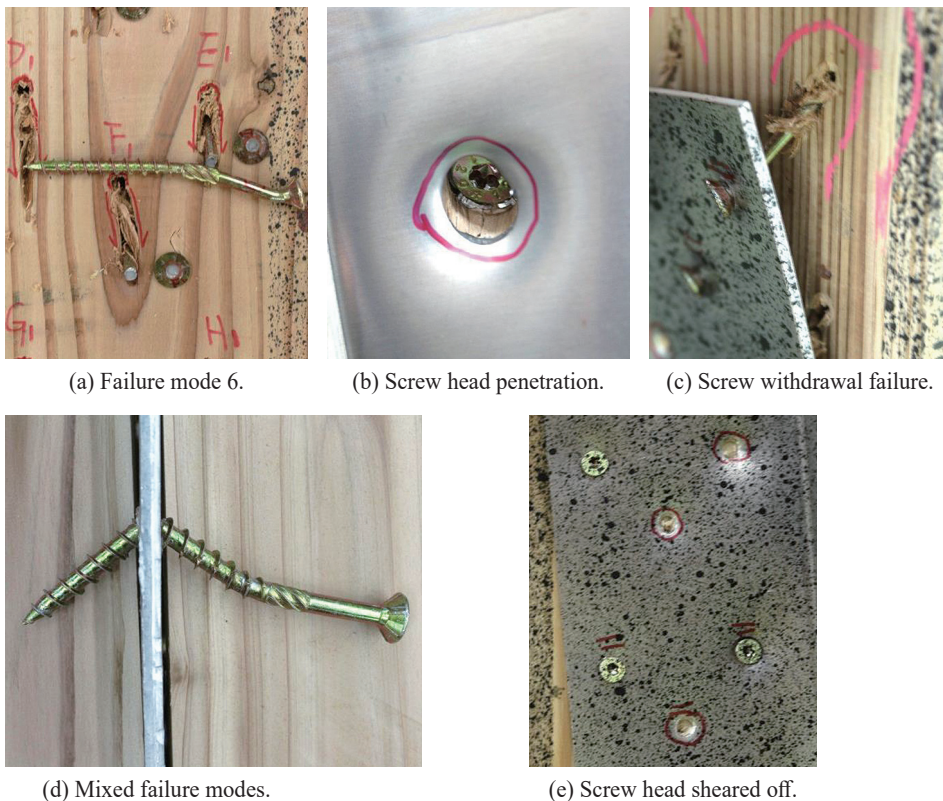


Fig. 10. Demonstration of failure modes of self-tapping screws at cross-laminated timber (CLT) connections.

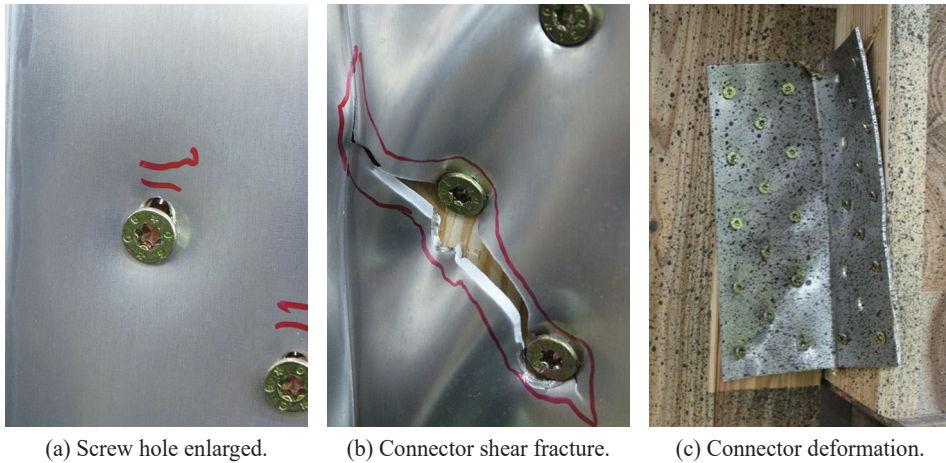


Fig. 11. Demonstration of failure modes of aluminum connectors at the cross-laminated timber (CLT) connection.

行木理方向，//)條件之剪斷載重位移關係如Fig. 12所示。其中以平板連結件(P)及T型連結件(T)進行CLT接合的剪斷承載容量較高，也有較佳之剛性，而自攻螺絲使用數量較低者如直徑6 mm 18支及直徑8 mm 12支之接合條件，則有較低之剪斷承載容量及較低之剛性。柳杉CLT牆-樓板接合(垂直木理方向， \perp)條件之剪斷載重位移關係如Fig. 13所示，亦可見與牆-牆接合有相近之趨勢，但有較低之剛性，同時連結件配合使用數量較少自攻螺絲之條件亦有較低之剪斷承載容量。

接合試驗所得之剪斷載重位移關係，進一步可以透過彈塑性理論分析，Japan Cross Laminated Timber Association (2015)提出評估CLT構材接合部之彈塑性模型的方法，可以評估CLT不同組合條件下之接合效果。透過軟體分析，在各接合條件下可知最大剪斷容量(P_{max})落在54.00~98.22 kN之間，其中以T型連結件接合(JJ-T-//- \varnothing 8-12)及異樹種CLT牆-樓板間以L型角鐵接合(PJ-A- \perp - \varnothing 6-28)等條件之平均值均超過90 kN為最高(Table 4)。在最大剪斷容量位移(δ_{max})方面則落在32.75~66.35 mm之間，其中

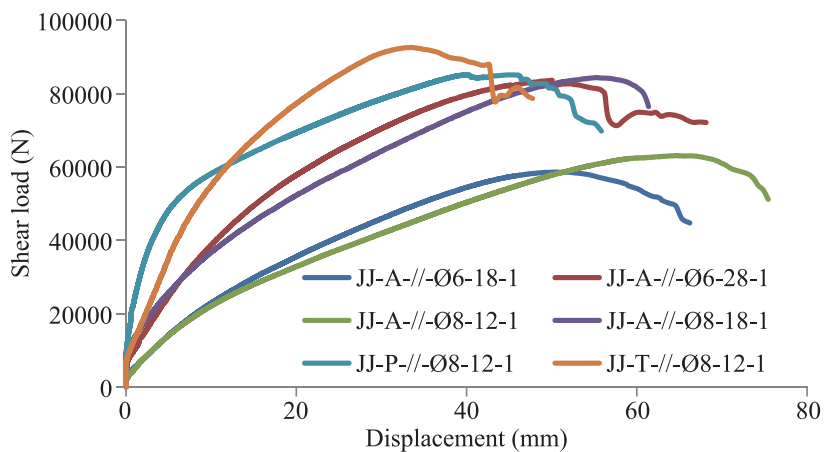


Fig. 12. Shear load-displacement relationship of *Cryptomeria japonica* cross-laminated timber (CLT) wall-to-wall connections subjected to shear tests.

又以自攻螺絲較粗直徑及較少數量為扣件，透過L型角鐵連結件進行之柳杉CLT牆-牆接合(JJ-A-//-Ø8-12)，以及牆-樓板用較多數量自攻螺絲接合(JJ-A-⊥-Ø8-18)兩條件之平均值均超過60 mm之位移為最高。

在CLT接合之剪斷降伏容量(P_y)方面，各組試驗結果則是介於25.51~52.20 kN之間，其中亦顯示CLT以T型連結件進行內嵌方式接合條件之平均值在50 kN以上為最高(Table 5)，此值約為 P_{max} 之54%。在剪斷降伏容量位移(δ_y)方面，

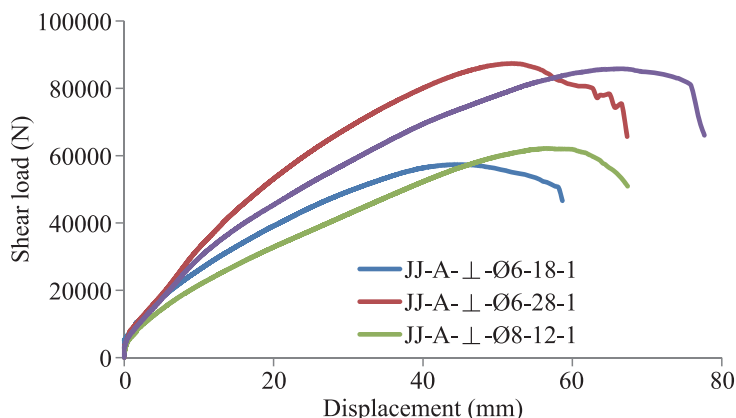


Fig. 13. Shear load-displacement relationship of *Cryptomeria japonica* cross-laminated timber (CLT) wall-to-floor connections subjected to shear tests.

Table 4. Maximum shear capacity (P_{max}) and maximum shear capacity displacement (δ_{max}) in structural performance of cross-laminated timber (CLT) connections subjected to shear tests

Connection type	P_{max} (kN)			δ_{max} (mm)		
	Max.	Min.	Average	Max.	Min.	Average
JJ-A-//-Ø6-18	58.60	55.12	56.68 ± 1.77	52.31	41.58	48.15 ± 5.76
JJ-A-//-Ø6-28	83.60	81.87	82.61 ± 0.89	51.68	46.90	49.54 ± 2.43
JJ-A-//-Ø8-12	63.10	60.38	61.92 ± 1.39	64.83	58.52	61.38 ± 3.19
JJ-A-//-Ø8-18	85.21	78.81	82.79 ± 3.48	65.33	55.21	59.36 ± 5.30
JJ-A-⊥-Ø6-18	60.27	54.00	57.21 ± 3.14	45.17	37.80	42.43 ± 4.04
JJ-A-⊥-Ø6-28	89.83	86.27	87.82 ± 1.82	59.58	51.78	55.11 ± 4.02
JJ-A-⊥-Ø8-12	62.16	59.80	60.98 ± 1.18	60.86	56.75	58.30 ± 2.24
JJ-A-⊥-Ø8-18	85.81	82.54	83.97 ± 1.67	66.35	57.65	62.64 ± 4.49
JJ-P-//-Ø8-12	98.10	84.80	88.52 ± 6.41	49.32	39.76	44.51 ± 4.13
JJ-T-//-Ø8-12	97.87	89.30	93.60 ± 3.61	42.59	32.75	36.84 ± 4.59
PJ-A-//-Ø6-18	63.67	57.09	60.94 ± 3.43	46.62	40.05	43.51 ± 3.30
PJ-A-//-Ø6-28	81.76	79.12	80.65 ± 1.37	42.43	36.74	39.95 ± 2.91
PJ-A-//-Ø8-12	65.10	64.06	64.59 ± 0.52	58.50	53.33	56.53 ± 2.79
PJ-A-//-Ø8-18	84.77	82.13	83.75 ± 1.42	58.60	56.56	57.27 ± 1.15
PJ-A-⊥-Ø6-18	62.83	59.75	61.31 ± 1.54	47.68	40.48	44.52 ± 3.68
PJ-A-⊥-Ø6-28	98.22	87.65	93.80 ± 5.50	56.31	48.15	51.46 ± 4.29
PJ-A-⊥-Ø8-12	63.91	62.62	63.28 ± 0.65	57.21	55.51	56.51 ± 0.89
PJ-A-⊥-Ø8-18	86.55	81.22	84.07 ± 2.68	53.30	52.29	52.90 ± 0.54

Note: Connection types are explained in the footnotes to Table 3.

Table 5. Shear yield capacity (P_y) and shear yield capacity displacement (δ_y) in structural performance of cross-laminated timber (CLT) connections subjected to shear tests

Connection type	P_y (kN)			δ_y (mm)		
	Max.	Min.	Average	Max.	Min.	Average
JJ-A-//-Ø6-18	28.00	26.44	27.40±0.84	12.62	10.76	11.85±0.97
JJ-A-//-Ø6-28	43.88	42.48	42.97±0.79	11.03	10.44	10.65±0.34
JJ-A-//-Ø8-12	28.02	25.51	27.04±1.34	14.82	13.13	14.04±0.85
JJ-A-//-Ø8-18	41.05	36.92	39.33±2.15	12.23	10.59	11.42±0.82
JJ-A-⊥-Ø6-18	28.29	26.58	27.58±0.89	10.51	9.58	10.11±0.48
JJ-A-⊥-Ø6-28	45.59	44.20	44.76±0.73	15.02	13.07	14.03±0.98
JJ-A-⊥-Ø8-12	27.86	25.58	26.86±1.17	16.14	14.15	15.42±1.11
JJ-A-⊥-Ø8-18	41.04	37.51	39.39±1.78	16.63	13.30	15.11±1.69
JJ-P-//-Ø8-12	51.42	47.19	48.58±1.93	3.25	1.84	2.79±0.66
JJ-T-//-Ø8-12	51.29	49.55	50.44±0.76	10.94	7.56	8.97±1.44
PJ-A-//-Ø6-18	33.72	30.68	32.38±1.55	12.59	10.69	11.64±0.95
PJ-A-//-Ø6-28	45.35	41.13	43.71±2.26	11.88	10.47	11.31±0.74
PJ-A-//-Ø8-12	30.13	30.02	30.07±0.06	14.44	12.48	13.58±1.00
PJ-A-//-Ø8-18	42.96	39.34	41.40±1.86	11.56	9.28	10.62±1.19
PJ-A-⊥-Ø6-18	33.62	31.70	32.43±1.04	13.51	11.48	12.72±1.09
PJ-A-⊥-Ø6-28	52.20	46.64	49.58±2.79	15.88	11.75	13.78±2.06
PJ-A-⊥-Ø8-12	31.08	29.10	29.94±1.03	15.71	12.94	14.49±1.41
PJ-A-⊥-Ø8-18	41.71	38.64	40.48±1.62	11.68	10.67	11.34±0.58

Note: Connection types are explained in the footnotes to Table 3.

各組接合試驗結果介於1.84~16.63 mm之間，其中則是柳杉CLT牆-樓板間以自攻螺絲較粗直徑者為扣件，透過L型角鐵連結件進行接合(JJ-A-⊥-Ø8-12及JJ-A-⊥-Ø8-18)兩條件之位移平均值最高均在15 mm以上。

在CLT接合之初始剛性(K)方面，各接合條件之剪斷試驗顯示介於1.55~14.22 kN mm⁻¹之間，而柳杉CLT以平板型連結件接合(JJ-P-//-Ø8-12)者具有最高之初始剛性，平均為11.28 kN mm⁻¹ (Table 6)，CLT以自攻螺絲較粗直徑且較少數量為扣件，透過L型角鐵連結件進行牆-樓板接合(JJ-A-⊥-Ø8-12)者之初始剛性最低，其平均值僅為最高者之15%。在能量散逸(E)方面，各組接合試驗結果介於1872.46~4836.71 kN-mm之間，其中以柳杉CLT牆-樓板間透過L型角鐵連結件以直徑較細之自攻螺絲28支組合(JJ-A-⊥-Ø6-28)者為最高，平均值可達4485.77 kN-mm，而異樹種CL牆-牆間以同樣角鐵連

結件及相同直徑18支自攻螺絲組合者(PJ-A-//-Ø6-18)平均值為2178.94 kN-mm最低，且僅為前者之49%。

在CLT接合剪斷之極限載重(P_u)方面，其最大值與 P_{max} 相同都發生在T型連結件接合(JJ-T-//-Ø8-12)以及異樹種CLT以直徑6 mm 28支自攻螺絲進行牆-樓板之接合(PJ-A-⊥-Ø6-28)，兩者平均值均超過85 kN (Table 7)，且為 P_{max} 值之91%或是 P_y 值之1.7倍。在剪斷之極限位移(δ_u)方面，則是柳杉CLT牆-樓板分別以12支或18支8 mm自攻螺絲接合(JJ-A-⊥-Ø8-12及JJ-A-⊥-Ø8-18)條件最高平均值均超過30 mm，且為 δ_y 之2.1倍。

在CLT接合部在外力作用下之塑性率(μ)方面，除了以平板型連結件接合(JJ-P-//-Ø8-12)之試驗結果是介於7.41~9.82外，其餘各不同CLT接合形式均介於2.08~3.69之間(Table 8)，顯示該種接合方式具有明顯的延展性特點，其他接合方式

Table 6. Initial stiffness (K) and energy dissipation (E) in the structural performance of cross-laminated timber (CLT) connections subjected to shear tests

Connection type	K (kN mm ⁻¹)			E (kN-mm)		
	Max.	Min.	Average	Max.	Min.	Average
JJ-A-//Ø6-18	2.31	2.06	2.16 ± 0.13	2722.32	2237.27	2517.93 ± 251.36
JJ-A-//Ø6-28	3.68	3.58	3.64 ± 0.05	4337.51	3865.80	4128.08 ± 240.25
JJ-A-//Ø8-12	1.88	1.77	1.84 ± 0.06	3331.18	2961.32	3170.38 ± 189.60
JJ-A-//Ø8-18	3.37	2.92	3.09 ± 0.25	4371.46	3703.52	3931.01 ± 381.51
JJ-A-⊥-Ø6-18	2.72	2.37	2.53 ± 0.18	2748.95	2264.80	2507.46 ± 242.08
JJ-A-⊥-Ø6-28	3.15	2.86	2.98 ± 0.15	4836.71	4193.55	4485.77 ± 325.58
JJ-A-⊥-Ø8-12	1.85	1.55	1.69 ± 0.15	2894.25	2745.95	2836.88 ± 79.64
JJ-A-⊥-Ø8-18	2.63	2.26	2.44 ± 0.19	4692.31	3598.14	4144.11 ± 547.09
JJ-P-//Ø8-12	14.22	9.93	11.28 ± 2.01	4643.04	3926.17	4221.73 ± 324.99
JJ-T-//Ø8-12	5.95	4.41	5.24 ± 0.64	4363.06	3325.74	3806.25 ± 515.48
PJ-A-//Ø6-18	2.87	2.31	2.62 ± 0.28	2517.11	1872.46	2178.94 ± 323.49
PJ-A-//Ø6-28	3.67	3.60	3.63 ± 0.04	3403.52	3282.99	3357.90 ± 65.39
PJ-A-//Ø8-12	2.22	1.96	2.07 ± 0.14	3062.60	2835.45	2914.51 ± 128.35
PJ-A-//Ø8-18	3.57	3.31	3.42 ± 0.13	4061.69	3874.94	3945.56 ± 101.35
PJ-A-⊥-Ø6-18	2.62	2.32	2.44 ± 0.16	2584.43	2125.83	2352.08 ± 229.36
PJ-A-⊥-Ø6-28	3.70	3.13	3.42 ± 0.29	4599.22	4066.73	4331.63 ± 266.26
PJ-A-⊥-Ø8-12	2.09	1.89	1.96 ± 0.11	2967.10	2777.60	2865.11 ± 95.58
PJ-A-⊥-Ø8-18	3.48	3.01	3.24 ± 0.23	3834.77	3519.35	3654.63 ± 162.43

Note: Connection types are explained in the footnotes to Table 3.

則屬於脆性之接合抵抗行為。在構造特性係數 (D_s) 方面, 各組接合試驗結果估算介於 0.23~0.56 之間。對於木構剛架之接合而言, 一般是建議 D_s 值介於 0.3~0.45 之間, 其中較低值 0.3 表示結構具有優良之塑性 (Housing Bureau, Ministry of Construction, 1990) 其中柳杉 CLT 運用 12 支 8 mm 自攻螺絲透過 L 型角鐵進行牆-樓板接合 (JJ-A-⊥-Ø8-12) 具有最高值 0.55, 顯示為具高剛性之結構行為, 而平板型連結件 CLT 之接合條件估算為 0.25, 顯示為具有高延展性之結構行為。

討論

一、CLT 接合之剪斷破壞

MahdaviFar et al. (2016) 於研究中將 CLT 牆體在側向載重下, 所產生牆體之位移機制區分為剪斷變形、彎曲變形、牆體滑動以及牆體傾倒 (Rocking) 等四項, 其中剪斷變形及彎曲

變形是決定於 CLT 本身之面內剛性, 後兩項機制則是決定於 CLT 之接合方式。Seim et al. (2013) 則在研究中顯示 CLT 之牆體滑動及牆體傾倒所造成之位移比例超過 93% 以上, 其中角鐵則是 CLT 牆體接合用以抵抗剪力載重的關鍵連結件。Schneider et al. (2014) 則指出 CLT 接合部最常見的破壞模式是扣件的降伏以及進一步的扣件引拔而出之破壞, 其中扣件的降伏是最理想的, 在能量散逸的觀點而言, 也是所需要的接合破壞模式。該研究中分別採用不同規格之螺紋釘、環紋釘及自攻螺絲作為角鐵接合之扣件, 而 CLT 接合在破壞時, 各種扣件均為引拔破壞, 其中自攻螺絲扣件因引拔抵抗力較高進而發生釘頭本身剪斷之破壞。本研究之 CLT 角鐵接合條件亦均為自攻螺絲引拔破壞 (Table 3), 與該研究相同, 進一步, 其中自攻螺絲釘頭之剪斷破壞則發生在直徑 6 mm 之接合條件, 而在直徑 8 mm 接合之條件則未見。

Table 7. Ultimate shear capacity (P_u) and ultimate shear yield displacement (δ_v) in the structural performance of cross-laminated timber (CLT) connections subjected to shear tests

Connection type	P_u (kN)			δ_v (mm)		
	Max.	Min.	Average	Max.	Min.	Average
JJ-A-//-Ø6-18	52.54	48.82	50.73 ± 1.86	25.55	21.16	23.57 ± 2.22
JJ-A-//-Ø6-28	75.51	72.31	74.38 ± 1.79	21.06	19.67	20.44 ± 0.70
JJ-A-//-Ø8-12	54.93	52.77	53.98 ± 1.10	30.58	28.02	29.39 ± 1.29
JJ-A-//-Ø8-18	74.79	69.33	72.60 ± 2.88	25.09	21.83	23.55 ± 1.64
JJ-A-⊥-Ø6-18	53.60	49.23	51.62 ± 2.21	20.91	19.72	20.47 ± 0.65
JJ-A-⊥-Ø6-28	81.94	77.94	79.80 ± 2.01	28.02	24.73	26.84 ± 1.83
JJ-A-⊥-Ø8-12	54.53	52.31	53.57 ± 1.14	33.78	29.52	31.88 ± 2.16
JJ-A-⊥-Ø8-18	76.55	71.92	74.55 ± 2.38	33.27	27.34	30.64 ± 3.02
JJ-P-//-Ø8-12	84.16	74.80	77.42 ± 4.50	7.59	5.92	6.96 ± 0.78
JJ-T-//-Ø8-12	88.96	81.62	85.02 ± 3.10	20.17	14.08	16.45 ± 2.61
PJ-A-//-Ø6-18	57.51	52.16	55.33 ± 2.81	22.54	19.65	21.21 ± 1.46
PJ-A-//-Ø6-28	75.67	72.82	74.06 ± 1.46	20.88	19.83	20.40 ± 0.53
PJ-A-//-Ø8-12	56.68	56.31	56.47 ± 0.19	28.95	25.38	27.31 ± 1.80
PJ-A-//-Ø8-18	74.99	71.69	73.61 ± 1.71	22.64	20.08	21.53 ± 1.31
PJ-A-⊥-Ø6-18	57.42	54.97	56.29 ± 1.23	24.35	21.01	23.12 ± 1.84
PJ-A-⊥-Ø6-28	90.07	81.11	85.76 ± 4.49	28.78	21.89	25.29 ± 3.44
PJ-A-⊥-Ø8-12	57.03	54.99	56.21 ± 1.07	30.22	26.33	28.79 ± 2.14
PJ-A-⊥-Ø8-18	76.81	71.42	74.06 ± 2.70	23.72	22.10	22.91 ± 0.81

Note: Connection types are explained in the footnotes to Table 3.

Gavric et al. (2015a)在CLT接合之拉伸試驗中指出，當釘或螺絲在接合部之角鐵連結件產生變形前，先行發生垂直引拔破壞時，多會形成該接合的脆性破壞，此表示角鐵連結件並未達到全能量散逸之容量，同時僅透過釘之引拔方式所產生的延展性及能量散逸是遠較角鐵為低的。在本研究中，雖然自攻螺絲自CLT引拔而出，同時角鐵在用釘之孔洞位置已產生變形，角鐵本身也因剪斷力形成明顯的扭曲變形進而發生破壞，顯示能夠完全利用連結件本身的延展性。在另一方面該研究CLT接合剪斷試驗中，各種釘扣件均產生2個塑性鉸之變形則視為預期所需之破壞模式，而在本研究中CLT角鐵接合所使用的自攻螺絲均呈模式6的降伏變形與該報告有相同的結果，亦即此種接合方式具有塑性之變形，且在應力下能有較長的時間維持抵抗力及抵抗容量(Schneider et al. 2014)。

二、連結件型式對CLT接合剪斷抵抗之影響

在研究中柳杉CLT接合採用L型角鐵、平板型及T型等三種鋁合金連結件以12支直徑8 mm自攻螺絲組合，在ANOVA分析中顯示各接合條件間之最大剪斷容量(P_{max})有顯著的差異，以Tukey HSD進行多重比較分析，顯示以L型連結件接合者為最低，而CLT以T型連結件及平板型連結件接合者之間並無顯著差別，又分別高於L型連結件接合者51及43% (Fig. 14)。T型連結件及平板型連結件之設計是屬於內嵌型，在CLT內部開槽插入後，再以自攻螺絲自CLT板面垂直鎖入固定之接合，依CLT剖面而言，兩側CLT夾住中央之連結件可形成三構材之受力型式，此種型式能夠讓自攻螺絲在釘長度方向有更佳之側向抵抗力，並形成雙剪降伏模式III及模式IV之變形，大幅提升接合部位之剪斷承載能力。Schneider et al. (2015)採用Simpson Strong-

Table 8. Ductility factor (μ) and structural characteristics factor (D_s) in structural performance of cross-laminated timber (CLT) connections subjected to double-shear tests

Connection type	μ			D_s		
	Max.	Min.	Average	Max.	Min.	Average
JJ-A-// -Ø6-18	2.67	2.53	2.61 ± 0.07	0.50	0.48	0.49 ± 0.01
JJ-A-// -Ø6-28	3.24	3.19	3.21 ± 0.02	0.43	0.43	0.43 ± 0.00
JJ-A-// -Ø8-12	2.68	2.29	2.50 ± 0.20	0.53	0.48	0.50 ± 0.03
JJ-A-// -Ø8-18	2.83	2.75	2.80 ± 0.04	0.47	0.46	0.47 ± 0.00
JJ-A-⊥ -Ø6-18	3.10	2.72	2.87 ± 0.20	0.48	0.44	0.46 ± 0.02
JJ-A-⊥ -Ø6-28	2.80	2.40	2.60 ± 0.20	0.51	0.47	0.49 ± 0.02
JJ-A-⊥ -Ø8-12	2.28	2.08	2.17 ± 0.11	0.56	0.53	0.55 ± 0.02
JJ-A-⊥ -Ø8-18	2.46	2.16	2.31 ± 0.15	0.55	0.51	0.53 ± 0.02
JJ-P-// -Ø8-12	9.82	7.41	8.41 ± 1.02	0.27	0.23	0.25 ± 0.02
JJ-T-// -Ø8-12	3.69	2.80	3.25 ± 0.38	0.47	0.40	0.43 ± 0.03
PJ-A-// -Ø6-18	2.54	2.19	2.35 ± 0.18	0.54	0.49	0.52 ± 0.02
PJ-A-// -Ø6-28	2.86	2.58	2.73 ± 0.14	0.49	0.46	0.47 ± 0.02
PJ-A-// -Ø8-12	2.48	2.33	2.39 ± 0.08	0.52	0.50	0.51 ± 0.01
PJ-A-// -Ø8-18	3.19	2.80	3.00 ± 0.20	0.47	0.43	0.45 ± 0.02
PJ-A-⊥ -Ø6-18	2.38	2.21	2.31 ± 0.09	0.54	0.52	0.53 ± 0.01
PJ-A-⊥ -Ø6-28	2.94	2.27	2.53 ± 0.36	0.53	0.45	0.50 ± 0.04
PJ-A-⊥ -Ø8-12	2.55	2.11	2.28 ± 0.23	0.56	0.49	0.53 ± 0.03
PJ-A-⊥ -Ø8-18	2.76	2.58	2.66 ± 0.09	0.49	0.47	0.48 ± 0.01

Note: Connection types are explained in the footnotes to Table 3.

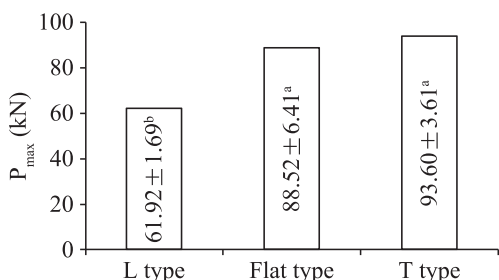


Fig. 14. Comparison of maximum shear capacities of cross-laminated timber (CLT) connections among aluminum alloy connector types.

Tie角鐵及BMF 105強化角鐵兩種連結件，分別以18及10支3.8 × 89 mm之螺紋釘接合CLT，可得剪斷破壞最大容量為49.5及24.9 kN，均較本研究之L型角鐵接合條件為低，由於本研究採用之自攻螺絲直徑為8 mm，長度120 mm，能夠提供較高之強度性能，在該研究中亦建議以較

長之環紋釘能有較佳之接合強度，同時該研究所採用之連結件厚度為3 mm，而本研究之鋁合金連結件厚度增至5 mm，亦平衡了所需之強度需求。

在柳杉CLT接合之剪斷降伏容量(P_y)方面亦呈現以L型連結件接合者為最低，而以T型連結件及平板型連結接合者分別高於L型連結件接合者87及80% (Fig. 15)，同時，CLT以L型連結件接合條件之 P_y/P_{max} 比值為44%，略為偏低會提早產生接合部之變形，而以T型及平板型連結件進行內嵌接合者則其 P_y/P_{max} 比值分別為54及55%，顯示採用此二種接合方式不但有較高的剪斷抵抗能力，同時也容許有較大的線性運用範圍。一般木構造梁柱之間之接合多採用螺絲(Bolt)或插銷(Drift pin)，並透過金屬連結件以外露方式固定，在防火及美觀考量下則會考量內嵌接合設計(Yeh et al. 2012a, 2012b)，在梁柱施工時之沉孔作業中，會因此降低了上述扣

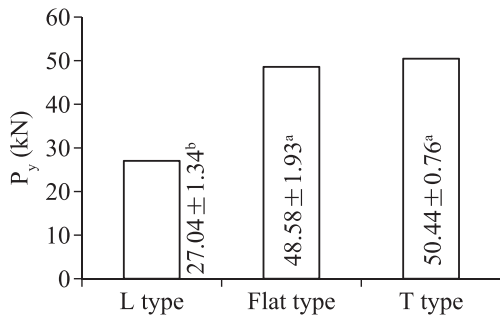


Fig. 15. Comparison of shear yield capacities of cross-laminated timber (CLT) connections among aluminum alloy connector types.

件的長度以及所提供之承載效果，本研究採用之自攻螺絲緊固之方式，可在釘身中央透過T型或平板型連結件之支承，形成較短的雙懸臂梁，可以承載CLT所傳遞之較高剪斷力，故反具有提升接合強度之優點。

在柳杉CLT接合之初始剛性(K)方面，三種鋁合金連結件型式之間均呈顯著性之差異(Fig. 16)，其中以平板型連結件之接合初始剛性為最佳，T型連結件接合者次之，L型連結件接合為最低，後二者分別僅為其46及16%。在CLT以角鐵接合之剪斷試驗中，Schneider et al. (2014)建議要避免木材破壞及釘頭斷裂，而以扣件之引拔破壞為適當，此種可判斷屬於單剪降伏模式，然在本研究中呈現相對偏低之接合初始剛性，遠低於平板型及T型連結件之接合特性。後兩者在CLT主構材側之自攻螺絲呈現NDS所定義之雙剪降伏模式，顯示應用內嵌組合之方

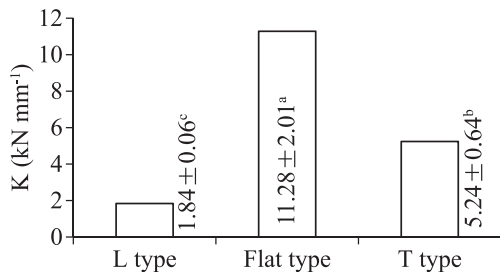


Fig. 16. Comparison of initial stiffness of cross-laminated timber (CLT) connections among aluminum alloy connector types.

式，會有較佳之初始剛性，其中由於T型連結件本身之固定用側板是固定在CLT側構材部位，於受力過程中仍屬於單剪降伏模式，同時造成自攻螺絲之引拔破壞，故其初始剛性不若於平板型連結件之接合效果。

三、自攻螺絲配置數量對CLT接合剪斷之影響

在研究中亦針對CLT以L型角鐵連結件之接合方式，分別採用6及8 mm自攻螺絲進行組合，其中6 mm直徑者分別以18及28支配置，8 mm直徑者分別以12及18支配置並進行剪斷試驗。結果顯示無論是柳杉CLT (JJ)或是南方松混和樹種CLT (PJ)之接合，以及牆-牆接合(載重方向平行木理方向，//)或是牆-樓板接合(載重方向垂直木理方向，⊥)，其接合之最大剪斷容量當以採用較多自攻螺絲數量配置者均能顯著提高(Fig. 17)。在柳杉CLT使用直徑8 mm自攻螺絲條件下，使用18支固定CLT之接合較使用12支固定CLT之接合，其平均 P_{max} 高出36%，在南方松混和樹種CLT之接合亦高出31%。在直徑6 mm自攻螺絲配置方面，亦顯示分別使用18及28支數量，對柳杉CLT接合及南方松混和樹種CLT接合之 P_{max} 分別高出50及43%。當自攻螺絲的配置數量自12支增加至18支或是自18支增加至28支，相當於分別增加50及55%的數量，而上述相對應的 P_{max} 之提升比例並未如預期，此可能與外力在接合部位的傳遞過程中，各支自攻螺絲之承載力不均有關。Schneider et al. (2014)亦指出在靠近CLT材緣之用釘位置常有因木材纖維斷裂致使釘不能完全發揮受力時對木材之承壓作用，同時部分接合也會在CLT集成元之間的膠合介面發生脆性的剝離破壞，使該部位之釘失去承壓作用。本研究所有接合條件均有木材發生劈裂破壞，同時也有三種接合條件在局部之集成元膠合介面發生剝離，因此可說明增加自攻螺絲數量對 P_{max} 的提升會有一定之限制。

在CLT接合之剪斷降伏容量(P_y)方面，經統計分析結果，其趨勢與 P_{max} 相同，當自攻螺絲配置數量增加時，各條件之 P_y 均能顯著提高(Fig. 18)。其中柳杉CLT使用18支8 mm自攻螺絲接合較12支接合者之 P_y 高46%，而使用18支6 mm自

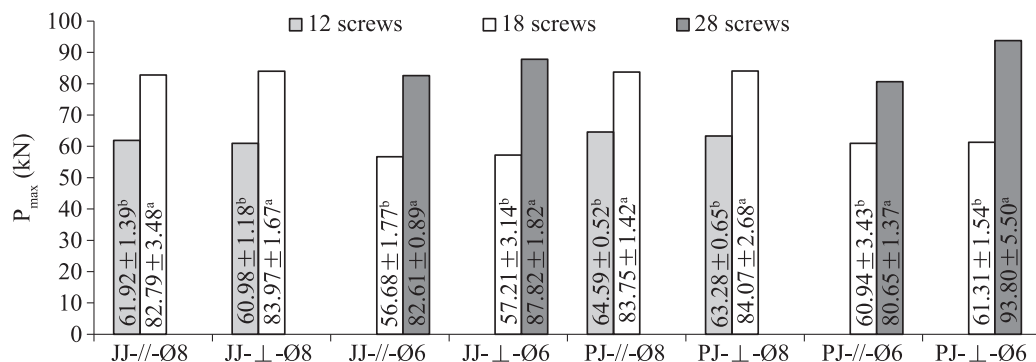


Fig. 17. Comparison of maximum shear capacities of both *Cryptomeria japonica* cross-laminated timber (CLT) and mixed-species CLT connections with different numbers of self-tapping screws.

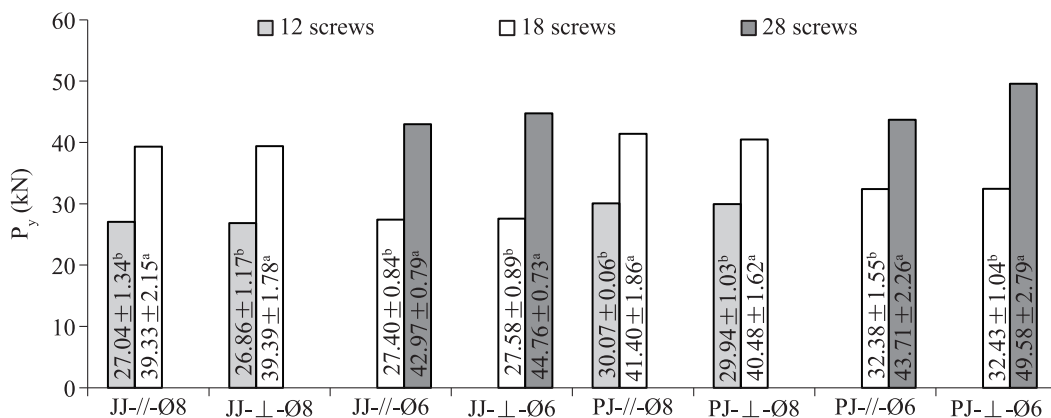


Fig. 18. Comparison of shear yield capacities of both *Cryptomeria japonica* cross-laminated timber (CLT) and mixed-species CLT connections with different numbers of self-tapping screws.

攻螺絲接合較28支接合者之 P_y 高60%。在南方松CLT之接合試驗中，在提高8及6 mm直徑自攻螺絲配置數量時，其平均 P_y 值分別可提高36及44%。在 P_y/P_{max} 比值方面，柳杉CLT以8 mm自攻螺絲12及18支配置接合者分別為44及47%，以6 mm自攻螺絲18及28支配置接合者分別為48及51%，上述結果相近顯示增加自攻螺絲數量之接合，並未明顯改變該接合之力學線性範圍。另外在南方松異樹種CLT之接合條件亦有相同之結果。

在柳杉CLT接合之剪斷初始剛性(K)方面，以8 mm自攻螺絲18支配置者較以12支組合之條件，其K值可以提升57%，而6 mm自攻螺絲28

支接合者亦較18支接合者高41% (Fig. 19)。在南方松異樹種CLT接合方面，在提高8及6 mm直徑自攻螺絲配置數量時，其平均K值分別可提高65及39%。Schneider et al. (2015)在以螺紋釘透過角鐵連結件進行CLT接合之剪斷試驗中，顯示當用釘數自10支增加80%至18支時，K值為前者之2.23倍，除了因用釘數之效應外，角鐵連結件之寬度加大自90 mm改變為116 mm，亦改變了角鐵本身之剛性。在該研究中亦採用9支5×90 mm之自攻螺絲與18支4×70 mm之自攻螺絲進行CLT接合，所得之剪斷初始剛性僅相差7%，前者用較粗長之自攻螺絲，後者則為較細短，因此除了用釘數量之考慮外，尚須考

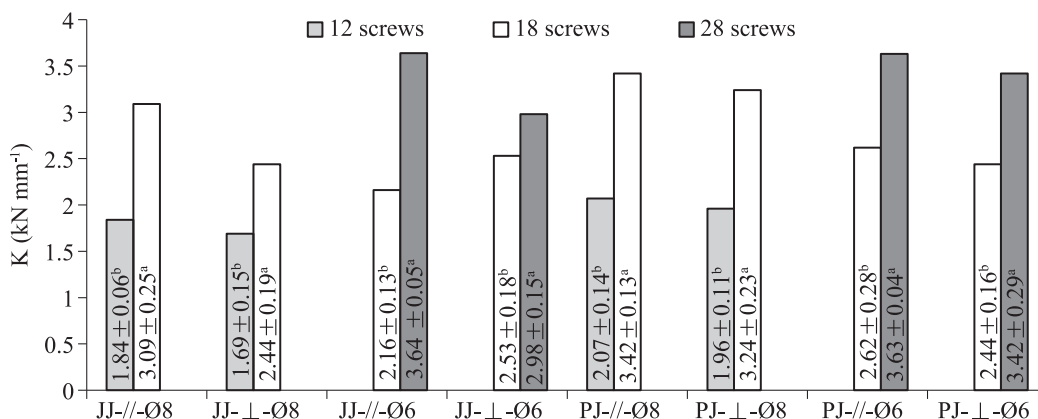


Fig. 19. Comparison of the initial stiffness of both *Cryptomeria japonica* cross-laminated timber (CLT) and mixed-species CLT connections with different numbers of self-tapping screws.

慮不同直徑以及長度等因子對CLT接合強度之影響。

四、自攻螺絲直徑對CLT接合剪斷之影響

針對CLT以L型連結件之接合方式，並以18支自攻螺絲配置條件下，進行6及8 mm不同直徑間之接合強度之統計分析。結果顯示，無論是牆-牆接合(//)或是牆-樓板接合(⊥)，以及柳杉CLT (JJ)或是南方松異樹種(PJ)之接合條件，其接合之最大剪斷容量均以8 mm直徑自攻螺絲組合者顯著高於6 mm直徑支接合(Fig. 20)。在柳杉CLT之接合條件下高出46%，在南方松異樹種CLT之接合條件則高出37%。Schneider et al. (2015)以18支3.8×89 mm之環紋釘進行之CLT接合剪斷試驗中，顯示其 P_{max} 為49.5 kN，低於本研究中相同用釘數之接合條件，在扣件長度相近的條件下，其直徑的差異應是提升 P_{max} 的主要原因。Flatscher et al. (2014)在估算自攻螺絲對CLT的承壓強度時，是依直徑(d)的-0.3次方($d^{-0.3}$)估算，因此本研究所採用的6 mm直徑改用8 mm直徑時，CLT之承壓強度會略降8%，然兩尺寸自攻螺絲間對CLT所形成之承壓面積可以提高33%，而試驗結果顯示有更高的提升效果，或許在估算過程應再考量連結件本身在力傳遞過程的可能影響(NDS 1997)，而在國內之相關規範中，針對鐵釘及木螺絲等扣件，

當利用金屬板為側構材進行接合時，亦建議可以提高容許剪力25% (Ministry of the Interior 2011)。

在CLT接合之剪斷降伏容量方面，經統計分析結果，其趨勢與 P_{max} 相同，以不同直徑接合對 P_y 有顯著差異(Fig. 21)。其中柳杉CLT以8 mm自攻螺絲接合者，其 P_y 值較6 mm自攻螺絲接合之條件高43%，在南方松異樹種CLT之接合方面則高26%。上述結果均顯示採用較大直徑之自攻螺絲配置進行CLT的接合，均能提高接合承載之線性運用範圍。

在CLT接合之初始剛性方面，除了柳杉CLT牆-樓板之接合(JJ-⊥-18)在兩種自攻螺絲直徑之間並無顯著差異外，其他接合均顯示採用8 mm自攻螺絲組合者之K值明顯高於採用6 mm直徑之條件(Fig. 22)。

五、不同樹種CLT對接合剪斷抵抗之影響

本研究之CLT區分為純柳杉CLT及南方松-柳杉異樹種CLT兩種，後者是以南方松集成元為5層CLT之表底層配置，預期能透過南方松之較高密度及強度之材質改良柳杉CLT之性質。上述兩種CLT分別以L型鋁合金連結件接合，其剪斷試驗結果經變異數分析顯示，各項接合強度特性在兩種CLT之間並無顯著差異，其中南方松異樹種CLT接合之 P_{max} 、 P_y 、K及 P_u 值等雖

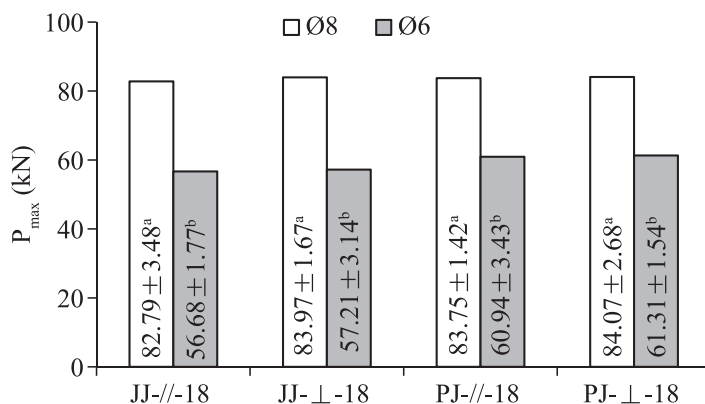


Fig. 20. Comparison of the maximum shear capacities of cross-laminated timber (CLT) connections between 6- and 8-mm self-tapping screw fasteners.

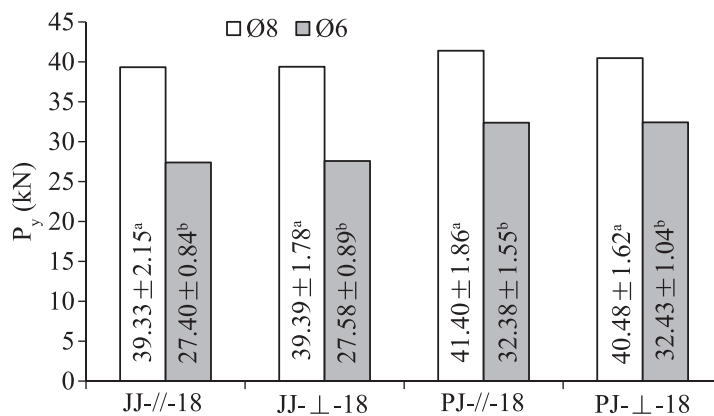


Fig. 21. Comparison of the shear yield capacities of cross-laminated timber (CLT) connections between 6- and 8-mm self-tapping screw fasteners.

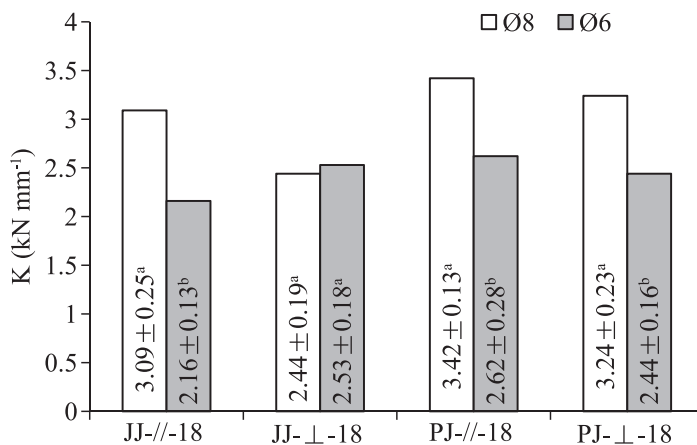


Fig. 22. Comparison of the initial stiffness of cross-laminated timber (CLT) connections between 6- and 8-mm self-tapping screw fasteners.

有較高之趨勢，各項接合位移參數也略低，但差異均不大。可能造成此種影響的原因為試驗所採用之柳杉材密度略高 0.48 g cm^{-3} ，而南方松材之密度為 0.55 g cm^{-3} ，兩者相差不大僅15%所致。Yeh et al. (2018)在探討單支自攻螺絲作為結構用集成材之扣件的剪斷性能研究中，亦顯示因柳杉材與南方松材之密度相近，其 P_{\max} 、 P_y 及 P_u 等均無顯著差異。因此當選用較佳材質之柳杉造林木製造CLT，亦能達優異之接合剪斷抵抗特性。

MahdaviFar et al. (2016)在花旗松CLT以角鐵及六角頭木螺絲進行接合剪斷試驗，亦指出當扣件短且緊固時只作用在CLT面層集成元時，其心層即使是改用低等級No.3之柱松(Lodgepole pine)所製造之異樹種CLT，其對接合剪斷特性之影響亦可忽略。

六、不同木理方向對CLT接合剪斷抵抗之影響

CLT依在結構體之部位屬於牆-牆組合者，CLT主構材的外層集成元木理方向是平行受力方向(//)，屬於牆-樓板組合者，主構材木理方向是垂直受力方向(\perp)，此兩種CLT方向分別以L型鋁合金連結件接合，試驗結果經分析發現，在 P_{\max} 方面只有JJ-Ø6-28及PJ-Ø6-28之接合條件，其在垂直木理方向受力者明顯高於在平行木理方向者，其他在8 mm自攻螺絲之接合條件以及6 mm直徑用釘數量18支接合條件等，均未顯示受力在平行木理及垂直木理間的差異。Yeh et al. (2018)指出單支自攻螺絲作用在垂直木理方向之剪斷抵抗，會高於作用在平行木理方向20%，而本研究CLT牆體的主構材雖施力於垂直木理的場合，而在試體接合兩側之側構材，其外層集成元仍維持以平行木理方向承載載重，並成為接合部支承力較弱之處，故整體而言較不易獲得較高剪斷抵抗的效果。同時，在該研究中亦顯示垂直木理方向承載剪斷載重優於平行木理方向的程度，亦隨自攻螺絲直徑增大而趨緩，該研究亦顯示6及8 mm直徑自攻螺絲在垂直及平行木理方向之 P_{\max} 差異分別為37及14%。此可說明本研究中之JJ-Ø6-28及PJ-Ø6-28兩種接合條件，其不同木理方向之 P_{\max} 在

統計上雖仍有差異，但垂直木理受力條件僅分別優於平行木理條件6及16%。

在CLT接合剪斷降伏容量方面，其趨勢亦與 P_{\max} 相同，JJ-Ø6-28及PJ-Ø6-28兩種接合條件於垂直木理方向受力時，分別優於平行木理方向者4及13%。在CLT接合初始剛性方面，只有柳杉CLT之接合初始剛性因受力方向平行與垂直木理之間有差異，且各用釘條件中在不同木理方向之K值高低並不一致，顯示柳杉材質有所變異而影響了接合部之位移量。南方松異樹種CLT之接合方面，其K值則在受力方向為平行與垂直木理之條件間並無明顯差別。

七、CLT接合之能量散逸

CL接合部在受力過程中，可以將其載重-位移關係曲線轉成理想化之彈-塑性曲線(elastic-plastic relationship)，進行該接合部之能量散逸(E)特性估算(The Japan Housing and Wood Technology Centre 2001)。此特性可用以表示該接合部在載重過程中可以降低立即性潰曲破壞風險之趨勢。本研究各試驗條件結果經Tukey HSD多重比較分析如Table 9所示，其中CLT接合部之自攻螺絲配置數量高時，有較佳之能量散逸特性。同時以平板型連結件(P)及T型連結件(T)進行接合之條件亦有較高之能量散逸特性。L型連結件(A)以較少自攻螺絲配置接合之條件則其能量散逸顯示偏低，相較之下當Ø6 mm自攻螺絲數量自18支增加至28支，以及Ø8 mm自12支增加至18支時，能夠提升L型連結件接合部之能量散逸50%。Yeh et al. (2016)在集成材梁柱接合之研究中，採用 π 型鋁合金連結件並分別配置6、9、12支8 mm自攻螺絲，其剪斷抵抗之能量散逸介於1900~2190 kN-mm亦略低於本研究中以較少數量扣件配置之條件。在連結件材質比較方面，該研究以鋁合金鳩尾連結件配置19支自攻螺絲之接合的能量散逸則為結構用鋼鳩尾連結件之3倍。

八、CLT接合之塑性率

CLT結構體之接合在承載剪斷外力時，達到最大破壞載重(P_{\max})後降至80% P_{\max} 為止，其

Table 9. Tukey's multiple comparison of energy dissipation among cross-laminated timber (CLT) connection types

Connection type	Energy dissipation (kN-mm)	Statistics
JJ-A- \perp -Ø6-28 ²⁾	4485.77 ± 325.58	A ¹⁾
PJ-A- \perp -Ø6-28	4331.63 ± 266.26	AB
JJ-P-//-Ø8-12	4221.73 ± 324.99	AB
JJ-A- \perp -Ø8-18	4144.11 ± 547.09	ABC
JJ-A-//-Ø6-28	4128.08 ± 240.25	ABC
PJ-A-//-Ø8-18	3945.56 ± 101.35	ABCD
JJ-A-//-Ø8-18	3931.01 ± 381.51	ABCD
JJ-T-//-Ø8-12	3806.25 ± 515.48	ABCD
PJ-A- \perp -Ø8-18	3654.63 ± 162.43	BCDE
PJ-A-//-Ø6-28	3357.90 ± 65.39	CDEF
JJ-A-//-Ø8-12	3170.38 ± 189.60	DEFG
PJ-A-//-Ø8-12	2914.51 ± 128.35	EFGH
PJ-A- \perp -Ø8-12	2865.11 ± 95.58	FGH
JJ-A- \perp -Ø8-12	2836.88 ± 79.64	FGH
JJ-A-//-Ø6-18	2517.93 ± 251.36	GH
JJ-A- \perp -Ø6-18	2507.46 ± 242.08	GH
PJ-A- \perp -Ø6-18	2352.08 ± 229.36	H
PJ-A-//-Ø6-18	2178.94 ± 323.49	H

¹⁾ English letters indicate results of Tukey's multiple comparison at a significant level of $p < 0.05$, $A > B > C > D > E > F > G > H$.

²⁾ JJ, Japanese cedar CLT; PJ, mixed species CLT; A, L-type angle bracket; P, plate-type connector; T, T-type connector; \perp , loading perpendicular to the wood grain; //, loading parallel to the wood grain.

間的過程所形成的接合載重-位移關係可以利用理想化之彈塑性行為為描述之，再根據此雙線性行為(bi-linear behavior)的彈性範圍內的極限降伏位移以及塑性範圍內的極限塑性位移關係，可以藉此估算該CLT接合於剪斷抵抗時之塑性率，用以說明該接合之延展特性。本研究CLT之各試驗條件結果其塑性率介於2.17~8.41之間，經Tukey HSD多重比較分析如Table 10所示，其中CLT以平板型鋁合金連結件進行接合者(JJ-P-//-Ø8-12)具有最高之塑性率，而柳杉CLT以L型連結件進行牆-樓板接合者(JJ-A- \perp -Ø8-12)為最低。Smith et al. (2006)在推動加拿大木結構規範之標準化方法的過程中，有關試驗結果的破壞模式建議可以塑性率進行分類，亦即 $\mu \leq 2$ 時屬於脆性破壞， $2 \leq \mu \leq 4$ 時屬於低延展性破壞， $4 < \mu \leq 6$ 時屬於中延展性破壞，當 $\mu > 6$ 時屬於高延展性破壞。另或可以依保留

容量(Reserve capacity)進行分類，亦即可區分為無、低度、中度及高度保留容量等四類。因此本研究採用直徑6及8 mm自攻螺絲配合鋁合金連結件進行CLT結構之接合時，該接合部多可歸納為低延展性或是低度保留容量類別，而以平板型連結件進行CLT接合時，則屬於高延展性或是高度保留容量類別。

Schneider et al. (2014, 2015)在運用直徑3.8 mm之螺紋釘或環紋釘進行CLT接合之研究中，顯示其塑性率屬於中或高延展性類，而採用直徑4或5 mm自攻螺絲接合時，其塑性率則屬於低延展性，同時沿垂直木理方向施力時之接合條件，其塑性率也有略為降低之趨勢，此與本研究之趨勢相近。依其結果可知由於自攻螺絲對木材具有較佳之釘著力再配合較大直徑的運用時，會降低接合之延展性，如透過採用具有較佳延展特性之連結件，或能提供改善接合部

Table 10. Tukey's multiple comparison of ductility factor among cross-laminated timber (CLT) connection types

Connection type	Ductility factor	Statistics
JJ-P-//Ø8-12	8.41 ± 1.02	A
JJ-T-//Ø8-12	3.25 ± 0.38	B
JJ-A-//Ø6-28	3.21 ± 0.02	B
PJ-A-//Ø8-18	3.00 ± 0.20	BC
JJ-A-⊥-Ø6-18	2.87 ± 0.20	BC
JJ-A-//Ø8-18	2.80 ± 0.04	BC
PJ-A-//Ø6-28	2.73 ± 0.14	BC
PJ-A-⊥-Ø8-18	2.66 ± 0.09	BC
JJ-A-//Ø6-18	2.61 ± 0.07	BC
JJ-A-⊥-Ø6-28	2.60 ± 0.20	BC
PJ-A-⊥-Ø6-28	2.53 ± 0.36	BC
JJ-A-//Ø8-12	2.50 ± 0.20	BC
PJ-A-//Ø8-12	2.39 ± 0.08	BC
PJ-A-//Ø6-18	2.35 ± 0.18	BC
JJ-A-⊥-Ø8-18	2.31 ± 0.15	BC
PJ-A-⊥-Ø6-18	2.31 ± 0.09	BC
PJ-A-⊥-Ø8-12	2.28 ± 0.23	BC
JJ-A-⊥-Ø8-12	2.17 ± 0.11	C

¹⁾ English letters indicate results of Tukey's multiple comparison at a significant level of $p < 0.05$: A > B > C.

²⁾ JJ, Japanese cedar CLT; PJ, mixed-species CLT; A, L-type angle bracket; P, plate-type connector; T, T-type connector; ⊥, loading perpendicular to the wood grain; //, loading parallel to the wood grain.

之塑性率的可能。本研究採用6或8 mm較大直徑之自攻螺絲為扣件，再配合鋁合金連結件進行CLT接合，此種配置除了可達到提升接合最大剪斷容量之目的外，並藉以降低扣件剛性可能造成之脆性接合的影響。

結論

本研究利用國產柳杉造林木製造對稱異等級CLT，並考慮南方松之異樹種混合配置，探討以不同直徑數量自攻螺絲為扣件，以及不同型式之鋁合金連結件對CLT接合之剪斷抵抗特性影響，所得結論說明如下：

在鋁合金連結件型式方面，以內嵌式之平板型及T型連結件進行CLT之接合，其最大剪斷破壞容量、剪斷降伏容量、初始剛性等特性均明顯優於外露式L型連結件之接合，同時也具有較佳之接合能量散逸特性。以L型連結件進行CLT之接合時，提高自攻螺絲配置數量，均能明顯提高接合之最大剪斷破壞容量，剪斷降伏容量、初始剛性以及能量散逸。同時加大自攻螺絲之直徑尺寸時，亦能明顯提高CLT接合之最大剪斷破壞容量及剪斷降伏容量。柳杉CLT之接合剪斷特性與南方松異樹種CLT之接合剪斷特性相近，顯示國產柳杉應用於CLT結構組成具有其適用性。另外，CLT之接合在平行木理方向及垂直木理方向載重時之剪斷抵抗特性差異不大，故在應用L型連結件進行CLT牆-牆接合及牆-樓板接合時，其接合細部處理可不需分別考量。以直徑6及8 mm自攻螺絲配合鋁合金連結件進行CLT接合時，內嵌之平板型連結件接合具有高延展特性，T型及L型連結件接合則呈現低延展特性。

致謝

本研究承科技部計畫(MOST 106-2313-B-020-005-MY3)經費補助，特此致謝。

引用文獻

- Aranha C, Branco J, Lourenco P, Flatscher G, Schickhofer G. 2016.** Finite element modelling of the cyclic behaviour of CLT connectors and walls. 2016 World Conference on Timber Engineering, Vienna, Austria. 8 p.
- Flatscher G, Bratulic K, Schickhofer G. 2014.** Screwed joints in cross laminated timber structures. 2014 World Conference on Timber Engineering, Quebec City, Canada. 8 p.
- Gavric I, Fragiaco M, Ceccotti A. 2015a.** Cyclic behaviour of typical metal connectors for cross-laminated (CLT) structures. Mater Struct 48:1841-57.

- Gavric I, Fragiaco M, Ceccotti A. 2015b.** Cyclic behaviour of typical screwed connections for cross-laminated (CLT) structures. *Eur J Wood Prod* 73:179-91.
- Harley T, White G, Dowdall AR, Bawcombe J, McRobie A, Steinke R. 2016.** Dalston Lane - the world's tallest CLT building. 2016 World Conference on Timber Engineering, Vienna, Austria. 9 p.
- Hossain A, Danzig I, Tannert T. 2016.** Cross-laminated timber shear connections with double-angled self-tapping screw assemblies. *J Struct Engin* 142(11) 04016099:1-8.
- Housing Bureau, Ministry of Construction. 1990.** The building standard law of Japan. Notification no. 1792. Tokyo, Japan: The Building Center of Japan.
- Japan Cross Laminated Timber Association. 2015.** Report on ultimate promotion business for basic requirement of CLT buildings. Tokyo, Japan: Japan Cross Laminated Timber Association. p 10-5~7.
- JAS 3079. 2013.** Japanese agricultural standard for cross laminated timber. Tokyo, Japan: Ministry of Agriculture, Forestry, and Fisheries. Japanese Agricultural Standard p 3-34.
- Mahdavi V, Barbosa A, Sinha A, Muszynski L, Gupta R. 2016.** Hysteretic behaviour of metal connectors for hybrid (high- and low-grade mixed species) cross laminated timber. 2016 World Conference on Timber Engineering, Vienna, Austria. 8 p.
- Ministry of the Interior. 2011.** Specification of wood-framed structure design and construction techniques. Taipei, Taiwan: Construction Magazine. p 5-1~24.
- Mohammad M, Jones R, Karacabeyli E. 2016.** New heights in building with wood: Canada's tall wood building demonstration initiative. 2016 World Conference on Timber Engineering, Vienna, Austria. 10 p.
- Nakashima S, Kitamori A, Komatsu K, Que Z, Isoda H. 2014.** Development and evaluation of CLT shear wall using drift pinned joint. 2014 World Conference on Timber Engineering, Quebec City, Canada. 8 p.
- NDS. 2018.** National design specification (NDS) for wood construction. Leesburg, VA: American Forest & Paper Association, American Wood Council. 174 p.
- Poirier E, Moudgil M, Fallahi A, Staub-French S, Tannert T. 2016.** Design and construction of a 53-meter-tall timber building at the University of British Columbia. 2016 World Conference on Timber Engineering, Vienna, Austria. 10 p.
- Sadeghi M, Smith I. 2014.** Edge connections for CLT plates: in-plan shear tests on half-lapped and single-spline joints. 2014 World Conference on Timber Engineering, Quebec City, Canada. 9 p.
- Schneider J, Karacabeyli E, Popovski M, Stierner S.F, Tesfamariam S. 2014.** Damage assessment of connections used in cross-laminated timber subject to cyclic loads. *J Perform Constr Facil* 28(6) A4014008:1-14.
- Schneider J, Shen Y, Stierner S.F, Tesfamariam S. 2015.** Assessment and comparison of experimental and numerical model studies of cross-laminated timber mechanical connections under cyclic loading. *Constr Build Mater* 77(2015):197-212.
- Seim W, Hummel J, Flatscher G, Schickhofer G. 2013.** CLT wall elements under cyclic loading – details for anchorage and connection. Focus Solid Timber Solutions – European Conference on Cross Laminated Timber (CLT). Graz, Austria. p 156-65.
- Shen YL, Schneider J, Tesfamariam S, Siegfried FT, Mu ZG. 2013.** Hysteresis behavior of bracket connection in cross-laminated-timber shear wall. *Constr Build Mater* 48:980-91.
- Smith I, Asiz A, Snow M, Chui YH. 2006.** Possible Canadian/ISO approach deriving design values from test data. Florence, Italy:

International Council for Research and Innovation in Building and Construction. CIB-W18/39-17-1. 10 p.

The Japan Housing and Wood Technology Centre. 2001. Allowable stress design for post and beam housing construction. Tokyo, Japan: The Japan Housing and Wood Technology Centre. p 145-52.

The Japan Housing and Wood Technology Centre. 2016. Design and construction manual of CLT buildings. Tokyo, Japan: The Japan Housing and Wood Technology Centre. p 122-62.

Yeh MC, Huang YC, Lin YL. 2012a. Shear-resisting performance of structural glulam

beam-column joint assembled with pin and embedded connector. *Q J Chin For* 45(4):471-90.

Yeh MC, Lin YL, Huang GP. 2016. Study of the shear performance of glulam joints using mechanical connectors and self-tapping screws. *Taiwan J For Sci* 31(2):119-33.

Yeh MC, Lin YL, Huang YC. 2012b. Evaluation of the shear performance of structural glulam member joints with embedded metal connectors. *Taiwan J For Sci* 27(4):369-82.

Yeh MC, Lin YL, Sung YW. 2018. Evaluation of the performance of the double-shear resistance of glulam connections using structural self-tapping screws. *Taiwan J For Sci* 33(2):141-61.