

Министерство высшего и среднего специального образования РСФСР

ЛЕНИНГРАДСКАЯ ОРДЕНА ЛЕНИНА  
ЛЕСОТЕХНИЧЕСКАЯ АКАДЕМИЯ имени С. М. КИРОВА

Институт химии древесины Академии Наук Латвийской ССР

---

# Модифицированная древесина и исследование ее свойств

Предисловие и научная редакция  
профессора *М. С. Мовнина*

НАУЧНЫЕ ТРУДЫ № 123

ЛЕНИНГРАД  
1968

Ministry of Higher Education of the RSFSR

THE LENINGRAD KIROV FOREST TECHNICAL ACADEMY

THE WOOD CHEMISTRY INSTITUTE OF THE LATVIAN ACADEMY OF SCIENCES

---

$\frac{4}{4}$  676.5 + H34

# Wood Modification and the investigation of its properties

PREFACE AND SCIENTIFIC EDITION BY PROF. M. S. MOVNIN

PROCEEDINGS ISSUE N 123

LENINGRAD

1968

Ministerium der höheren und mittleren Fachausbildung der RSFSR  
FORSTTECHNISCHE KIROW-AKADEMIE IN LENINGRAD  
INSTITUT FÜR HOLZCHEMIE DER AKADEMIE DER  
WISSENSCHAFTEN DER LETTISCHEN SSR

---

# Die Modifizierung des Holzes und die Untersuchung seiner Eigenschaften

VORWORT UND WISSENSCHAFTLICHE REDAKTION  
VON PROF. *MOVNIN M. S.*

WISSENSCHAFTLICHE ABHANDLUNGEN N 123

**ВОЛГОДСКАЯ  
областная библиотека  
им. И. В. Бабушкина**

LENINGRAD  
1968

## Предисловие

В народном хозяйстве прессованная (уплотненная) древесина и целлюлознопрессованные и слоистые древесные пластики находят весьма широкое использование как заменители многих дефицитных материалов, и в первую очередь, цветных и черных металлов.

Применение этих материалов позволяет по-новому решать ряд технических вопросов, направленных на повышение надежности работ и увеличение срока службы машин, механизмов, строительных конструкций.

Прессованная древесина, древесные пластики и детали машин и конструкций, изготовленные из этих материалов, показывают весьма хорошие результаты их работы в абразивной среде, в условиях бедной смазки или при смазке водой.

Прессованная и химически пластифицированная древесина и древесные пластики особенно выгодно отличаются от других неметаллических материалов тем, что наряду с высокими физико-механическими показателями и хорошими антифрикционными свойствами они имеют относительно низкую стоимость.

В Институте химии древесины Латв. АН и в Ленинградской лесотехнической академии продолжаются работы в области повышения качества, совершенствования производства и применения уплотненной и химически пластифицированной древесины, целлюлознопрессованных и слоистых древесных пластиков.

Настоящий сборник научных трудов посвящен результатам исследований в этой области в самое последнее время проведенных Лесотехнической академией им. С. М. Кирова и Институтом химии древесины АН Латв. ССР.

В этом сборнике рассматриваются теоретические и экспериментальные исследования износостойкости уплотненной и химически пластифицированной древесины, деформации древесины при радиальном методе ее уплотнения, реологических свойств древесины при сжатии, динамических модулей упругости, коэффициента Пуассона, упругих деформативных характеристик уплотненной березы при плоском и радиальном методах прессования.

В этом сборнике рассматриваются исследования в области прессования измельченной древесины, посвященные: антифрикционным свойствам втулок с ориентированным расположением пресскрошки, температурному режиму работы трения древесных пластиков.

Кроме того, в сборнике рассматривается ряд специальных вопросов, посвященных гигроскопичности уплотненной древесины, модификации

прессованной древесины расплавленными металлами, исследованию модифицированного древесного слоистого пластика, а также процессам резания уплотненной древесины.

Сборник начинается статьей М. С. Мовнина, А. Н. Ерошкина, Н. А. Модина, Р. М. Мурзич и В. И. Осиповой, в которой рассматриваются вопросы износостойкости уплотненной древесины. В результате исследований авторами показано, что уплотненная древесина мягких лиственных пород является хорошим заменителем древесины твердых лиственных пород и других материалов, работающих на истирание. Показана возможность получения уплотненной древесины с заранее задаваемыми свойствами, обеспечивающими определенную износостойкость.

В статье В. П. Скрупскаса, А. Э. Зиемелиса и Г. В. Берзиньша рассматривается проблема износостойкости пластифицированной древесины.

Авторами показано, что износ химически пластифицированной древесины зависит от плотности, влажности и направления волокон древесины. Установлена оптимальная плотность пластифицированной древесины, обеспечивающая одинаковые условия эксплуатации с паркетом из твердолиственных пород.

Статья А. Б. Израелита «О развитии пластических деформаций при радиальном обжатию осесимметричного древесного элемента» раскрывает ряд теоретических положений нового метода радиального прессования древесины. Автор в частности показал, что при радиальном прессовании древесины с цилиндрической анизотропией радиальные напряжения всегда являются сжимающими и величина их увеличивается по направлению к центру. Работа автора открывает перспективы для исследования практических режимов радиального прессования и выявления технологических факторов, влияющих на этот процесс.

Статья Г. В. Берзиньша, Э. Э. Лавандела, Я. Я. Липиньша, В. А. Шавелиса посвящена исследованиям некоторых реологических свойств обработанной аммиаком древесины березы при сжатии. Ими показано как изменяется общая деформация химически обработанной древесины аммиаком в зависимости от времени при постоянной нагрузке и последующей полной разгрузке при сжатии в трех главных направлениях волокон. Авторы пришли к выводам, что поперечные деформации почти не появляются. Продольные деформации вдоль волокон практически почти не зависят от времени. Они показали, что при деформации проявляются ярко выраженные реологические свойства, которые качественно могут быть описаны при помощи модели Бюргерса.

В статье И. Я. Эглайса и Г. В. Берзиньша «Определение неструктурным методом динамических модулей упругости, коэффициента Пуассона и декремента затухания пластифицированной древесины березы» авторы показывают положительные качества нового метода: метод контроля не вызывает изменения свойств испытываемого материала, имеется возможность повторного контроля образцов. В результате исследований авторы нашли соотношение между скоростями распространения продольных импульсных ультразвуковых волн в натуральной и пластифицированной древесине березы в трех главных направлениях симметрии. Ими установлено, что при помощи полярных диаграмм можно сравнивать акустические свойства натуральной и пластифицированной древесины, причем эти свойства имеют определенную связь с динамическим модулем упругости.

Разработанный метод с использованием шара пластифицированной древесины позволяет характеризовать пространственную анизотропию изучаемого материала и является прогрессивным методом исследования.

Авторы А. Э. Румба, К. А. Роценс и Г. В. Берзиньш в своей статье исследуют изменение основных упругих деформативных характеристик обработанной аммиаком уплотненной древесины березы в зависимости от плотности. Авторы установили, что модули продольной упругости и модули сдвига уплотненной древесины березы, обработанной аммиаком, находятся в линейной зависимости от ее плотности. Они получили весьма существенные коэффициенты, характеризующие изменение модулей упругости в зависимости от плотности древесины.

В статье «Деформативные характеристики древесины березы радиального прессования» Н. А. Модин и В. С. Буянов показали, что прессованная древесина обладает свойствами жесткого полимера и деформационные характеристики ее практически изменяются по тем же законам, что и для других полимерных материалов.

Авторами установлена предельная степень прессования, после достижения которой почти не происходит дальнейшее улучшение физико-механических свойств древесины. Таким образом можно заранее выбирать желаемую степень прессования, которой соответствуют необходимые физико-механические свойства получаемых деталей.

Автор статьи «Удельное давление по длине матричного канала» Н. А. Модин рассматривает важный вопрос проблемы прессования измельченной древесины или других прессматериалов, влияющих на обоснование расчета деталей матрицы и на получение качественных изделий.

Автор вывел теоретические зависимости для получения значения длины матричного канала для сплошного прямоугольного и круглого сечения и для прямоугольного сечения с цилиндрическими отверстиями.

Для упрощения расчетов автором предусмотрена специальная номограмма. Номограмма может быть использована как при расчете нового оборудования, так и в производственных условиях при смене режимов прессования.

В статье Н. А. Модина и Р. М. Мурзич «Антифрикционные свойства втулок из пресскрошки с различным расположением частиц» рассматривается новый вопрос изготовления втулок из пресскрошки со строго радиальным направлением частиц.

Такие втулки, аналогично втулкам из цельной древесины марки ДП-ГТ, воспринимают нагрузку со стороны вала на древесину в торец.

В результате исследования установлено: а) формоизменяемость и коэффициент трения втулок с радиальным расположением частиц пресскрошки меньше чем с неориентированным их расположением; б) температура граничного слоя у втулок с радиальным расположением частиц пресскрошки значительно меньше, чем у втулок с неориентированным их расположением.

Статья М. С. Мовнина и В. В. Янова посвящена исследованию температурного режима работы трения древесных материалов из измельченной древесины.

Авторы, принимая некоторые допущения, вывели аналитические зависимости: а) для теплопроводности втулки, обоймы и корпуса подшипника, б) для рабочей температуры нагрева вала.

Ими описан тепловой баланс подшипника и установлено потребное количество охлаждающей жидкости для отвода тепла в подшипнике.

В статье Ю. В. Гнусова, М. С. Мовнина и Г. В. Берзиньша рассматривается важная проблема модификации прессованной древесины расплавленными металлами.

Авторы показали, что существенным недостатком прессованной древесины как антифрикционного материала является ее низкая теплопроводность и низкая теплостойкость.

Для увеличения теплопроводности прессованной древесины авторы предлагают произвести пропитку (армирование) ее металлом.

Авторы исследовали степень металлизации в зависимости: от величины давления, от вязкости и температуры сплава, от температуры прессованной древесины в момент погружения ее в расплавленный металл, от влажности прессованной древесины, от быстроты повышения давления и времени выдержки под давлением, от породы, пороков и степени прессования древесины.

В результате исследования даются рекомендации по режимам пропитки.

В статье Н. В. Ващева «Гигроскопичность уплотненной древесины» автор рассматривает проблему гигроскопичности в связи с решением вопроса о возможности применения уплотненной древесины в производстве колодок для обуви.

Автор анализирует возможности стабилизации древесины мягких лиственных пород обувных колодок методами: покрытия со всех сторон полиэфирными лаками, проварки в масле и парафинирования.

Учитывая реальные условия производства колодок и их эксплуатации, автор считает возможным рекомендовать уплотненную древесину мягких лиственных пород для производства колодок.

В статье М. С. Мовнина, М. А. Рудык и Ю. Г. Доронина исследуется модифицированный древесный слоистый пластик на трение и контактную прочность.

На базе многочисленных исследований, проведенных в Центральном научно-исследовательском институте фанеры, авторы пришли к следующим важным выводам: исследуемый антифрикционный пластик на основе шпона и лака ФБФ-74Д имеет коэффициент трения при смазке водой и трения всухую на 20—25% меньше, чем ДСП-Б; древесный слоистый пластик на основе лака ФБФ-74Д и шпона, а также на основе лака ФБФ-74Д, шпона и х/б ткани, заключенный в жесткую металлическую обойму, может надежно работать до нагрузки 3000 кг/см. У новых пластиков ДФ-3 и ДФ-8 обнаружена характерная особенность, заключающаяся в том, что модуль упругости при сжатии вдоль волокон древесины не является постоянной величиной, как у ДСП-Б, а зависит от величины приложенной нагрузки.

Статья М. С. Мовнина, А. Б. Израелита и В. М. Ногинского «Определение оптимальных параметров профильных прессованных поддонов из шпона» посвящена проблеме оптимального использования несущей способности шпона за счет его гофрирования.

Этот принцип впервые нашел свое воплощение при создании профильного многослойного клееного поддона для пакетной перевозки штучных грузов.

В статье обосновывается выбор профиля гофра, устанавливаются жесткостные характеристики сечения поддона, произведены подробные расчеты площади поддона.

Наименьшие аналитические зависимости позволили оптимизировать все основные геометрические параметры поддонов.

Разработанная методика расчета может быть использована при создании из шпона многослойных клееных профильных конструкций любого назначения.

В статье П. В. Василевской, В. Н. Еремеева, Е. Г. Ивановского и Э. М. Лаутнера «Влияние условий резания на динамические и электрические показатели при строгании прессованной древесины березы» авторы задались целью установить влияние угла резания, толщины стружки на энергетические и электрические показатели процесса резания. Они предлагают полученные ими в процессе исследования результаты для использования при выборе режимов резания прессованной древесины березы.

Заключает сборник статья М. С. Мовнина, Ю. В. Гнусова и Г. В. Берзиньша, посвященная исследованию физико-механических свойств металлопрессованной древесины. Установлено, что металл равномерно распределяется по всему объему образца древесины, заполняя полости сосудов и внеклеточного пространства, что пропитка прессованной древесины металлом значительно повышает ее физико-механические свойства и в первую очередь теплопроводность.

Заканчивая краткую характеристику статей, помещенных в настоящем сборнике, мы с полной уверенностью можем утверждать, что целеустремленные и координированные усилия научных коллективов Ленинградской ордена Ленина лесотехнической академии им. С. М. Кирова и Института химии древесины Латв. АН приводят к решению весьма важных научных и практических проблем создания и внедрения новых материалов на базе использования малоценных мягких лиственных пород древесины и их отходов.

Нам представляется целесообразным в будущем углублять и расширять координированные усилия всех научных коллективов, работающих в области прессования и пластификации древесины.

Нет сомнений, что подобная координация приведет к скорейшему решению ряда нерешенных еще вопросов в этой важнейшей народнохозяйственной проблеме.

Выражаем надежду, что настоящий сборник трудов будет полезен как исследователям, так и работникам промышленности, имеющим дело с древесиной.

---



## P R E F A C E

In national economy pressed (condensed) wood and milled and lamellar wood plastics are widely used as substitutes for many deficient materials and, above all, as those for non-ferrous and ferrous metals.

The application of these materials enables to solve a series of technical problems concerning the prolongation of wear-resistance and service of machines, gears, and building constructions.

Pressed wood, wood plastics, machine parts, and constructions made of these materials show very good results of operation in an abrasive medium when poorly lubricated or lubricated with water.

Pressed and chemically plasticized wood and wood plastic are favorably distinguished from other non-metals, especially by their relatively low cost besides their high physical and mechanical indicators and good antifrictional properties.

At the Institute of Wood Chemistry of the Latvian Academy of Sciences and at the Leningrad Academy of Forestry Technique great work is being done to raise the quality of pressed and chemically plasticized wood, milled and lamellar wood plastics, to perfect their produce and application.

This volume deals with the results of joint researches in this field carried out by the Leningrad Kirov Academy of Forestry Technique and the Institute of Wood Chemistry of the Latvian Academy of Sciences.

In this volume theoretical and experimental researches concerning the wear-resistance of condensed and chemically plasticized wood, wood deformation during its radial condensation, rheological properties of wood during pressing, dynamic resiliency modulus, the Poisson coefficient, resilient deformative properties of birch condensed by flat or radial pressing methods are considered.

The volume contains description of the researches concerning the pressing of milled wood, antifrictional properties of bushings made of press-chop with different dispositions of particles; the temperature regime of wood plastic friction.

Moreover, this volume comprises a series of special questions regarding hygroscopicity of condensed wood, modification of pressed wood by melted metals, investigation of modified lamellar wood plastic, as well as cutting of condensed wood.

The volume begins with the article by M. S. Movnin, A. N. Yeroshin, N. A. Modin, R. M. Mourzich and V. I. Osipova in which the questions of condensed wood wear-resistance are considered. As a result of their investigation the authors infer that condensed leaf-bearing softwoods are good substitutes for hardwoods and other easily worn materials. They show a possibility of obtaining condensed wood supplied with prescribed properties providing a predetermined wear-resistance.

The paper by V. P. Skrupskis, A. E. Ziemelis and G. V. Berzinsh considers the problem of plasticized wood wear-resistance.

The authors prove, that the wear of chemically plasticized wood depends upon the density, dampness and direction of wood fibres. An optimal density of plasticized wood providing exploitation conditions equal to those of a parquet made of hardwood has been determined.

The paper by A. B. Izraelit «The development of plastic deformations by radial compression of an asymmetrical wood element» gives a series of theoretical theses on a new method of radial wood pressing. The author proved that at radial wood pressing from cylindrical anisotropy radial tensions are always compressing and their degree increases towards the centre. The author's paper opens perspectives for investigating practical radial pressing regimes and discovering technological factors effecting this process.

The article by G. V. Berzinsh, E. L. Lavandel, J. J. Lipinsh, V. A. Shavelis deals with investigations of some rheological properties of birchwood treated with ammonia during condensation. The authors show how the general deformation of chemically ammoniated wood is changed due to the time of constant loading and a subsequent complete release of pressure in three main fibre directions. It is stated that transversal deformations almost never appear. Longitudinal deformations along fibres are practically almost independent of time. The authors have proved that the deformations display pronounced rheological properties to be qualitatively described by means of the Burgher model.

The paper by J. J. Eglais and G. V. Berzinsh «Determination of dynamic resiliency modulus, the Poisson coefficient and extinction decrement of plasticized birch-wood by nondestructive methods» shows the positive sides of a new method of control: it does not cause any changes of properties in the material to be tested, and there is a possibility of a repeated sample control. As a result of their investigations the authors have found a correlation between the rates of diffusion of longitudinal impulsive ultra-sound waves in natural and plasticized birch-wood in the three main symmetrical directions. They have stated that by means of polar diagrams the acoustic attributes of natural and plasticized wood can be compared, these attributes having a definite contact with the dynamic resiliency modulus.

The developed method with the application of a plasticized wood ball enables to characterize the space anizotropy of the material investigated and is a progressive investigation method.

The authors A. E. Rumba, K. A. Rocens and G. V. Berzinsh investigate the change of the main resilient deformative characteristics of ammonia-treated condensed birch-wood according to its density. The authors have stated that the longitudinal resiliency moduli and those of ammoniated condensed birch wood displacement are linearly dependent upon its density. They have got quite considerable coefficients characterizing the variation of resiliency moduli according to wood density.

In the paper «Deformative characteristics of radially pressed birch wood» I. A. Modina and V. S. Bouyanov show that pressed wood has hard polymer properties and its deformation characteristics practically vary according to the same laws as exist for other polymer materials.

The authors have determined a maximum degree of pressing after the achievement of which almost no further improvement of physical and mechanical properties of wood is to be expected. Thus a desired pressing degree can be previously chosen, with necessary corresponding physical and mechanical properties of the parts obtained.

The author of «Specific pressure along the matrix canal» Modin I. A. considers the important problem of pressing milled wood or other press materials effecting the basis of matrix part calculation and the obtaining of qualitative papers.

The author has inferred theoretical dependences to get the length value of the matrix canal for a full rectangular and a circular section and for a rectangular section with cylindrical openings.

To simplify the calculations the author has produced a special nomograph. The nomograph may be used for calculating a new equipment, as well as in production conditions at the change of the pressing regime.

In the article by I. A. Modin, R. M. Mourzich «Antifriction properties of bushings made of press shop with various particle dispositions» a new question of manufacturing bushings from press chop with a strictly radial direction of particles is considered.

Such bushings are analogous to those made of integral wood (trade mark ДП-ГТ), they receive a leading from a roll on the wood making it into the butt.

The investigation resulted in the following statement: a) the change of form and the friction coefficient of bushings with a radial disposition of press chop particles are less than of those with desorientated particles; b) the temperature of the border layer of bushings with a radial disposition of particles is considerably lower than of those with desorientated particles.

The article by M. S. Movnin and V. V. Yanov deals with an investigation of a friction temperature regime of milled wood materials.

The authors have inferred analytical dependences making some allowances a) for heatconductibility of bushing, race and body of bearing; b) for working temperature of roll heating.

They have written the heat balance of the bearing and determined the necessary quantity of cooling liquid for heat reduction in the bearing. In the paper by Y. V. Gnusov, M. S. Movnin and G. V. Berzinsh the important problem of pressed wood modification by melted metals is considered.

The authors have shown that an essential defect of pressed wood, as that of an antifrictional material, is its low heat productivity and low heat resistance.

To increase the heatconductibility of pressed wood the authors propose to impregnate it with metal. The authors have investigated the degree of metalization according to its pressure intensity, the toughness and temperature of the alloy, the temperature of pressed wood at the moment of its immersion into the melted metal, the dampness of pressed wood, the rate of pressure, the species, defects and the pressing degree of wood.

As a result of this investigation impregnation regimes are recommended.

In the paper «Hydroscopicity of condensed wood» by N. V. Vashchev the author considers the hydroscopicity problem in connection with application of pressed wood in manufacturing shoe lasts.

The author analyzes the possibilities to stabilize leafbearing softwoods for shoe lasts by the following methods: coating with polyetheral varnish from all sides, boiling in oil, and paraffining.

Considering the real conditions for last manufacture and the exploitation of such the author thinks it possible to recommend condensed leaf-bearing softwoods for last manufacture.

In the article by M. S. Movnin, M. A. Roudykh and Y. G. Doronin modified lamellar wood plastic is investigated on friction and contact strength.

On the ground of numerous investigations carried on at the Central Research Institute of Veneer the authors have obtained the following important results: the investigated antifriction plastic based on peeled veneer and varnish  $\Phi\text{B}\Phi\text{-74D}$  has a friction coefficient when lubricated with water and by 20—25% less than  $\text{DCII-B}$  at dry friction; lamellar wood plastic based on varnish  $\Phi\text{B}\Phi\text{-74D}$  peeled veneer and as well as that based on varnish  $\Phi\text{B}\Phi\text{-74D}$ , sawn veneer and cotton material shut up in a hard metal race can reliably work as far as 3000  $\text{kg/cm}$  loads. New plastics  $\text{D}\Phi\text{-3}$  and  $\text{D}\Phi\text{-8}$  disclose a property consisting of the fact that the resiliency modulus at compression along wood fibres is no constant, as is the case with  $\text{DCII-B}$ , but depends upon the value of added loading.

The article by M. S. Movnin, A. B. Israelit and V. M. Noginsky «Estimation of optimal parameters of corrugated pressed veneer bottoms» deals with the problem of optimal use of veneer bearing capacity at the expense of its corrugation.

This principle was first realized at the creation of cross-section lamellar glued bottoms for package transportation of piece goods.

In the article the selection of corrugation is substantiated, the toughness characteristics of bottom section are fixed and detailed calculations of bottom area are made.

The smallest analytical dependences enabled an optimization of all principal bottom parameters.

The developed calculation methods may be applied at the manufacture of veneer lamellar glued corrugated constructions of any designation.

In the article by P. V. Vasilevska, V. P. Yeremeyev, E. G. Ivanovsky and E. M. Lautner «The effect of cutting conditions on dynamic and electric indicators at planing pressed birchwood» the authors want to estimate the effect of the cutting angle, shaving thickness on energetic and electric indicators of the cutting process.

The authors offer to make use of the results obtained by them during the investigation process at the selection of cutting regimes of pressed birchwood.

The volume ends with the paper by M. S. Movnin, J. V. Gnusov and G. V. Berzinsh dealing with the results of the investigation of the physical and mechanical properties of the metalpressed wood. It is found out that the metal equally disperses the whole volume of the woodsample, felling the cavities; the impregnation of the pressed wood with metal increases its physical and mechanical properties and heatconductibility.

Concluding the short characterization of the articles comprised by this volume we can assert that the purposeful and coordinated efforts of the scientist bodies of the Kirov Leningrad Academy of Forestry Technique and of the Institute of Wood Chemistry of the Latvian Academy of Sciences lead to the solution of very important scientific and practical problems, those of creating and introducing new materials on the basis of exploiting minor leaf-bearing softwoods and their waste.

We think it necessary to deepen and widen the coordinated efforts of all scientist bodies working in the field of pressing and plasticizing wood.

There is no doubt that such a coordination will promote speedy solution of a problem series not yet solved in this most important national economic affair.

We sincerely hope that this volume will be of some use for investigators as well as for those working at wood.

## VORWORT

Sowohl verdichtetes Holz als auch ungeschichtete und geschichtete Holzplaste werden in der Volkswirtschaft als Ersatz für verschiedene mangelnde Werkstoffe, insbesondere Bunt— und Eisenmetalle verwendet.

Die Anwendung dieser Werkstoffe ermöglicht es auf neue Art mancherlei technische Probleme zu lösen, die sich auf die Erhöhung der Zuverlässigkeit und Dauerhaftigkeit von Maschinenteilen und Baukonstruktionen beziehen.

Verdichtetes Holz, Holzplaste und aus diesen Werkstoffen hergestellte Maschinenteile und Konstruktionselemente haben sich in der Nutzung bei starkem Abrieb und mangelhafter Schmierung oder bei Wasserschmierung als durchaus verschleissfest erwiesen.

Zusammengepresstes und chemisch plastifiziertes Holz unterscheidet sich vorteilhaft von anderen nichtmetallischen Werkstoffen dadurch, dass ausser den hohen physikalisch-mechanischen Kennwerten und guten Gleiteigenschaften auch noch dessen verhältnismässige Billigkeit in Betracht zu ziehen ist.

Im Institut für Holzchemie der Lettischen Akademie der Wissenschaften und der Forsttechnischen Kirow—Akademie in Leningrad werden Arbeiten weitergeführt, die auf die Steigerung der Qualität, die Vervollkommnung der Herstellung und Verwendung des chemisch plastifizierten Holzes wie auch der verdichteten und laminierten Holzplaste ausgerichtet ist.

Diese Sammlung wissenschaftlicher Abhandlungen ist Forschungen gewidmet, die in letzter Zeit in der Forsttechnischen Kirow—Akademie in Leningrad und im Institut für Holzchemie der Lettischen Akademie der Wissenschaften durchgeführt worden sind.

In dieser Sammlung werden theoretische und experimentelle Untersuchungen über die Abriebfestigkeit verdichteten und chemisch plastifizierten Holzes, über die Verformung des Holzes bei radialer Verdichtung, über die rheologischen Eigenschaften des Holzes beim Zusammenpressen, über Poissonsche Zahl, die Charakteristik der plastischen Verformung der Birke beim flechten und radialen Zusammenpressen behandelt.

Weiter werden Untersuchungen über zerkleinertes Holz erörtert, insbesondere die Gleiteigenschaften von Buchsen mit orientierter Anordnung der Teilchen des Holzschrotts und der Temperaturverhältnisse der Reibungsarbeit von Holzplasten.

Ausserdem wird in dieser Sammlung eine Reihe von Sonderfragen behandelt, wie etwa die Hygroskopizität des verdichteten Holzes, die Modifizierung verdichteten Holzes mit geschmolzenen Metallen, die Untersu-

chung des modifizierten Holzplastlaminats sowie des Schneidevorgangs beim verdichteten Holz.

Die Sammlung wird eingeleitet mit einer Abhandlung von M. S. Movnin, A. N. Jeroschkin, N. A. Modin, R. M. Mursitsch und W. J. Ossipowa, in der die Abriebfestigkeit des verdichteten Holzes betrachtet wird. Auf Grund ihrer Forschungen zeigen die Verfasser, dass das verdichtete Holz der weichen Laubholzarten die harten Laubholzarten und andere Werkstoffe, die dem Abrieb unerworfen sind, sehr wohl ersetzen kann. Es wird gezeigt, dass man verdichtetes Holz mit vorher bestimmten Eigenschaften erhalten kann, die eine bestimmte Abriebfestigkeit gewährleisten.

In der Abhandlung von W. P. Skrupskis, A. E. Siemelis und G. V. Behrsinsch wird die Frage der Abriebfestigkeit des plastifizierten Holzes betrachtet. Die Verfasser weisen nach, dass der Abrieb des chemisch plastifizierten Holzes von der Dichte, der Feuchtigkeit und der Faserichtung des Holzes abhängt. Es wird die optimale Dichte des plastifizierten Holzes ermittelt, die die gleichen Verwendungsmöglichkeiten bietet, wie Parkett aus harten Laubhölzern.

Die Arbeit von A. B. Israelit «Über die Entwicklung der plastischen Verformung beim radialen Zusammendrücken axialsymmetrischer hölzerne Elemente» behandelt die theoretischen Grundlagen einer neuen Methode des radialen Pressens des Holzes. Der Verfasser zeigt, daß beim radialen Pressen des Holzes mit zylindrischer Anisotropie die radialen Spannungen stets zusammendrückend wirken und ihr Wert zum Zentrum hin anwächst. Diese Arbeit bietet Aussichten zur Erforschung des praktischen Verfahrens des radialen Pressens und der technologischen Faktoren, die auf diesen Vorgang einwirken.

Die Arbeit von G. V. Behrsinsch, E. E. Lawandel, J. J. Lipinsch und W. A. Schawelis ist rheologischen Untersuchungen mit Ammoniak behandelten Birkenholzes beim Zusammendrücken gewidmet. Sie zeigen die Zeitabhängigkeit der allgemeinen Verformung des mit Ammoniak behandelten Holzes bei gleichmässiger Belastung und nachfolgender vollen Entlastung beim Zusammendrücken in den drei Hauptrichtungen der Faser. Die Verfasser kommen zum Ergebnis, dass Querverformung fast nicht vorkommt. Verformung längs der Faser ist praktisch unabhängig von der Zeit. Sie weisen weiter nach, dass die Verformung ausgesprochene rheologische Eigenschaften hat, die qualitativ durch Bürgers-Modell beschrieben werden können.

In der Abhandlung von I. J. Eglajs und G. V. Behrsinsch «Die zerstörungsfreie Ermittlung des dynamischen E-Moduls, der Poissonschen Zahl und des Dämpfungsdekrementes plastifizierten Birkenholzes» zeigen die Verfasser die Vorzüge der neuen Methode: Die Prüfungsmethode verursacht keine Veränderungen des geprüften Materials wodurch die Möglichkeit einer wiederholten Kontrolle der Proben geboten ist. Die Verfasser haben bei ihren Untersuchungen die Beziehungen zwischen der Verbreitungsgeschwindigkeit der Ultraschallwellen im natürlichen und plastifizierten Birkenholz in den drei Hauptsymmetrierichtungen ermittelt. Sie haben festgestellt, dass man mit Polaritätsdiagrammen die akustischen Eigenschaften des natürlichen und plastifizierten Holzes vergleichen kann, wobei diese Eigenschaften in bestimmtem Zusammenhang mit dem dynamischen E-Modul stehen.

Die erarbeitete Methode ermöglicht es mit Hilfe einer Kugel aus plastifiziertem Holz die räumliche Anisotropie des untersuchten Materials zu charakterisieren und ist eine fortschrittliche Forschungsmethode.

Die Verfasser A. E. Rumba, K. A. Rozens und G. V. Behrsinsch interessieren in ihrer Abhandlung die Veränderungen der hauptsächlich elastischen Verformungscharakteristiken des mit Ammoniak behandelten Birkenholzes in Abhängigkeit von der Dichte desselben. Sie haben festgestellt, dass der E-Modul längs der Faser und der Schubmodul des mit Ammoniak behandelten verdichteten Birkenholzes in linearer Abhängigkeit von der Dichte desselben steht. Sie haben wesentliche Koeffizienten ermittelt, die die Abhängigkeit der Veränderungen der Elastizitätsmoduli von der Dichte des Holzes charakterisieren.

In der Abhandlung «Die Verformungscharakteristik radial zusammengepressten Birkenholzes» haben N. A. Modin und V. S. Bujanof gezeigt, dass zusammengepresstes Holz die Eigenschaften eines starren Polymers besitzt und dass die Verformungscharakteristik desselben sich nach derselben Gesetzmässigkeit verändert, wie bei anderen polymeren Stoffen,

Die Verfasser haben den Grenzwert des Pressens ermittelt, nach dessen Überschreiten keine weitere Verbesserung der physikalisch-mechanischen Eigenschaften des Holzes erfolgt. Demgemäss kann man vorher die erwünschte Verdichtungsstufe wählen, die den erforderlichen physikalisch-mechanischen Eigenschaften der herzustellenden Teile entspricht.

Im Artikel «Der spezifische Druck längs des Ziehdüsenkanals der Stempelpresse» betrachtet N. A. Modin die Frage des Pressens zerkleinerten Holzes und anderer Press-Stoffe, die für die Berechnung der Teile des Ziehkanals und die Herstellung qualitativer Erzeugnisse wesentlich ist.

Der Verfasser hat die theoretische Abhängigkeit zur Ermittlung der Länge des Kanals dargelegt, die zur Herstellung eines rechteckigen und runden Querschnitts sowie eines rechteckigen Querschnitts mit zylindrischen Öffnungen erforderlich ist.

Zur Vereinfachung der Berechnungen hat der Verfasser ein besonderes Nomogramm vorgesehen, das sowohl bei der Berechnung neuer Einrichtungen als auch im Betriebe bei Änderungen des Pressvorganges benutzt werden kann.

Im Artikel von N. A. Modin und R. M. Mursitsch «Die Gleiteigenschaften von Buchsen aus Pressholzschnitt mit verschiedener Anordnung der Teilchen» wird die neue Frage der Herstellung von Buchsen aus Pressholzschnitt mit genau radialer Anordnung der Teilchen erörtert. Solche Buchsen sind den Buchsen aus unzerkleinertem Holz der Marke (ДП-ГТ) ähnlich und fangen die Belastung seitens der Welle mit dem Ende des Holzes auf.

Die Untersuchungen haben ergeben, dass: a) die Verformung und der Reibungskoeffizient der Buchsen mit radialer Anordnung der Teilchen geringer sind als bei nichtorientierter Anordnung derselben; b) die Temperatur der Grenzschicht bei den Buchsen mit radialer Anordnung der Teilchen bedeutend geringer ist, als bei den Buchsen mit nichtorientierter Anordnung.

Die Arbeit von M. S. Movnin und V. V. Janov ist der Untersuchung der Temperaturverhältnisse der Reibungsarbeit von Holzwerkstoffen aus zerkleinertem Holz gewidmet.

Die Verfasser haben unter einigen Voraussetzungen die analytischen Abhängigkeiten erarbeitet: a) für die Wärmeleitfähigkeit der Buchse, der Hülse und des Lagerkörpers, b) für die Arbeitstemperatur der Erwärmung der Welle.

Sie haben die Wärmebilanz des Lagers aufgestellt und Schmiermittelbedarf zur Ableitung der Wärme festgestellt.

In der Abhandlung von J. V. Gnussov, M. S. Movnin und G. V. Behrsinsch wird das Problem der Modifizierung gepressten Holzes mit geschmolzenen Metallen behandelt. Die Verfasser haben dargelegt, dass der wesentlich Mangel des verdichteten Holzes als Gleitstoff in der geringen Wärmeleitfähigkeit und geringen Wärmebeständigkeit besteht. Zur Steigerung der Wärmeleitfähigkeit des verdichteten Holzes empfehlen sie dasselbe mit flüssigem Metall zu tränken. Sie haben die Metallisierungsstufe in Abhängigkeit vom Druck, der Viskosität und der Temperatur der Legierung beim Eintauchen des verdichteten Holzes, von der Geschwindigkeit der Druckerhöhung, der Dauer des Druckes, der Feuchtigkeit des Holzes, dessen Fehlern und Verdichtungsgrad untersucht. Davon ausgehend geben sie Empfehlungen für das Tränkverfahren. N. W. Waschtscheff behandelt in seinem Artikel die Frage der Hygroskopizität des verdichteten Holzes im Hinblick auf die Verwendung desselben zur Herstellung von Leisten für Schuhwerk. Der Verfasser untersucht die Möglichkeiten weiche Laubholzarten für Schuhwerkleisten zu stabilisieren: durch bedecken mit Polyesterlack, durch Kochen in Öl, durch Parafinieren.

Im Hinblick auf die Bedingungen der Leistenherstellung hält der Verfasser für möglich das verdichtete Holz der weichen Laubholzarten für die Herstellung von Leisten zu empfehlen.

In der Arbeit von M. S. Movnin, M. A. Rudych und J. G. Doronin wird das Holzplastlaminat hinsichtlich der Reibung und der Festigkeit untersucht. Auf Grund vieler Experimente, die im Zentralen Forschungsinstitut für Furnier durchgeführt worden sind, kommen die Verfasser zu dem Ergebnis, dass der Gleitholzplast auf der Grundlage von Schälholz und Lack  $\Phi\text{Б}\Phi\text{-74 Д}$  bei Wasserschmierung oder trochener Reibung einen um 20—25% geringeren Reibungskoeffizient hat, als  $\text{ДСП-Б}$  Holzplastlaminat auf der Grundlage von Schälholz und Lack  $\Phi\text{Б}\Phi\text{-74Д}$  wie auch auf der Grundlage von Lack  $\Phi\text{Б}\Phi\text{-74Д}$  und Baumwollgewebe in einer Metallhülse kann zuverlässig bis zu einer Belastung von  $3000 \text{ kP/cm}^2$  arbeiten.

Die neuen Plaste  $\text{Д}\Phi\text{-3}$  und  $\text{Д}\Phi\text{-8}$  haben die Eigentümlichkeit gezeigt, dass der E-Modul beim Zusammendrücken längs der Faser keine beständige Grösse ist, wie bei  $\text{ДСП-Б}$ , sondern von dem Werte der Belastung abhängt.

Der Artikel von M. S. Movnin, A. B. Israelit und W. M. Noginski «Die Ermittlung der optimalen Parameter profilierter gepresster Paletten aus Schälholz» ist dem Problem optimalen Ausnutzung der Tragfähigkeit des Schälholzes infolge der Profilierung gewidmet. Dieses Prinzip ist erstmalig bei der Herstellung einer profilierten Palette aus Ahorn-Schälholz zum pakettierten Transport von Stüchgut verwirklicht worden.

Im Artikel wird die Wahl des Profils der Gaufrierung begründet, das Starrheitskennzeichen des Querschnitts der Palette bestimmt, Berechnungen der Fläche der Palette aufgeführt. Die geringsten analytischen Abhängigkeiten ermöglichten die Optimierung der hauptsächlich geometrischen Parameter der Paletten.

Die erarbeitete Berechnungsmethodik kann zur Herstellung beliebiger laminiertes geklebter Konstruktionen aus Schälholz benutzt werden.

Der Sammelband wird mit dem Artikel von P. W. Wassilewskaja, W. N. Jeremejeff, E. G. Iwanowski und E. M. Lautner «Der Einfluss der Schnittbedingungen auf die dynamischen und elektrischen Kennwerte beim Hobeln verdichteten Birkenholzes» abgeschlossen.



Die Verfasser hatten sich das Ziel gesteckt den Einfluss des Schnittwinkels, der Stärke des Spanes auf die energetischen und elektrischen Kennwerte des Schnittvorganges zu ermitteln. Sie empfehlen die in ihren Untersuchungen festgestellten Befunde für die Wahl der Schnittverhältnisse für verdichtetes Birkenholz.

Der Artikel von M. S. Movnin, J. V. Gnusov und G. V. Bersinsch schließt die Sammlung ab. Sie wird der Untersuchung der physikalisch-mechanischen Eigenschaften des metallgepressten Holzes gewidmet. Es konstatiert, daß Metall verteilt durch allen Umfang des Holzmusters. Dabei füllt das Metall die Gefäß- und Außerzelleraumschöhle. Es konstatiert auch, daß metallgepresster Holzstoff hat die bessere physikalisch-mechanischen Eigenschaften und zuerst die Wärmeleitung.

Abschliessend lässt sich über die Abhandlungen dieses Sammelbandes sagen, dass die zielstrebigsten und gleichgerichteten Bemühungen der Wissenschaftler der Forsttechnischen Kirow — Akademie in Leningrad und des Instituts für Holzchemie der Lettischen Akademie der Wissenschaften zur Lösung wissenschaftlich und praktisch wichtiger Probleme beitragen, wodurch die Entwicklung und Verwendung neuer Werkstoffe bewerkstelligt wird, die sich aus minderwertigen weichen Laubholzarten und deren Abfällen herstellen lassen.

Wir halten es für zweckmässig künftig die Zusammenarbeit aller wissenschaftlichen Kollektive, die sich mit der Verdichtung und Plastifizierung des Holzes befassen, zu vertiefen und auszubauen.

Es ist unzweifelhaft, dass eine derartige Koordinierung zur schnelleren Lösung noch bestehender Problem auf diesem volkswirtschaftlich wichtigen Gebiet beitragen wird.

Wir geben der Hoffnung Ausdruck, dass dieser Sammelband sowohl den Wissenschaftlern als auch den Praktikern aus der Industrie, die mit Holz zu tun haben, von Nutzen sein wird.

---

*М. С. Мовнин, А. Н. Ерошкин, Н. А. Модин,  
Р. М. Мурзич, В. И. Осипова*

## Износостойкость уплотненной древесины

Во многих отраслях народного хозяйства СССР широко применяется древесина как в натуральном, так и в прессованном виде.

Одной из важнейших характеристик древесины как уплотненной, так и неуплотненной, применяемой в паркетном производстве, в узлах трения машин и в ряде других областей, является ее износ.

Рядом авторов (проф. П. М. Хухрянским и доц. Д. М. Цыплаковым) \* были проведены исследования по износу как прессованной древесины различных способов прессования, так и неуплотненной древесины.

Однако во всех проведенных до сих пор исследованиях изучался износ уплотненной древесины одного объемного веса, а для сравнения производили исследования износа неуплотненной древесины.

В данной работе рассматривается влияние объемного веса (степени уплотнения) древесины на величину износа.

На износостойкость испытывалась древесина березы и осины. Береза уплотнялась плоским прессованием и прокаткой, осина — только плоским прессованием. Уплотнение производилось до различных объемных весов ( $\gamma = 0,4 \div 1,3 \text{ г/см}^3$ ). Одноосное (плоское) прессование производилось в горячих плитах гидравлического пресса.

Уплотнение методом прокатки выполнялось на прокатном стане, установленном в лаборатории кафедры «Теории механизмов и машин».

При определении износостойкости уплотненной древесины был применен метод «абразивного износа». В исследованиях износа образцов была применена машина *APGi*, предназначенная для определения истираемости древесных пластиков и различных пород древесины в лабораторных условиях. Кинематическая схема этой машины представлена на рис. 1.

Так как древесина является анизотропным материалом, то для полной ее характеристики исследования необходимо вести в трех направлениях: вдоль и поперек волокон в плоскости прессования и на торце.

В наших исследованиях по определению износа уплотненной древесины были выбраны две плоскости истирания: плоскость прессования и торцовая.

\* «Лесной журнал», № 1 — 1961, № 2 — 1960, № 3 — 1962.

Принятый метод «абразивного износа» не отвечает условиям эксплуатации, поэтому этим методом можно получить лишь характеристику относительного износа материала.

Для установления относительного износа целесообразно выбрать материал с хорошо известными свойствами, близкими к свойствам уплотненной древесины. В качестве такого материала выбрана древесина дуба, как наиболее распространенная древесина твердолиственных пород.

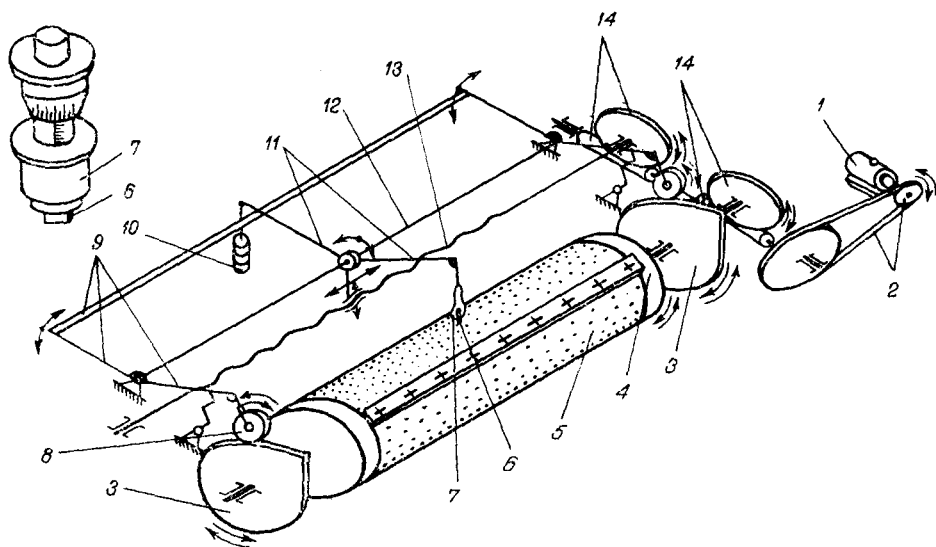


Рис. 1. Кинематическая схема машины APGi:

1 — электродвигатель; 2 — плоскоременная передача; 3 — кулачок; 4 — барабан; 5 — наждачное полотно; 6 — испытуемый образец; 7 — головка с кантовым зажимом; 8 — роликовый толкатель; 9 — рама; 10 — противовес; 11 — коромысло; 12 — цилиндрическая направляющая; 13 — ходовой винт; 14 — червячная передача

Испытуемые образцы (осины, березы и дуба) подвергались истиранию в трех направлениях. Влажность испытуемой древесины  $W=6 \div 10\%$ .

Для испытания образцы выпиливались в виде параллелепипеда размером  $12 \times 12 \times 15$  мм. Замеры образцов производились микрометром с точностью до  $0,01$  мм. Для каждого вида испытаний было взято не менее пяти образцов. Перед испытаниями на износ определялся объемный вес каждого образца. Подготовленный образец древесины истирался наждачным полотном марки ЭБ — № 40 (водоупорная шлифовальная шкурка на полотне). Усилие прижима испытуемого образца к шлифовальной шкурке составляло  $1$  кг, что соответствует удельному давлению  $q=0,67$  кг/см<sup>2</sup>. Испытуемый образец двигался вдоль продольной оси вращающегося барабана, при этом полосы трения представляют собой винтовые линии, т. е. образец перемещался каждый раз по новому участку полотна, вследствие чего абразивная способность наждачной шкурки мало изменяется и, следовательно, одно полотно могло быть использовано многократно.

Перед испытанием на износ рабочие поверхности образцов «притирались», чтобы придать цилиндрической поверхности испытуемого об-

разца форму, соответствующую истирающей поверхности барабана машины.

При определении износостойкости древесины использовался метод весового износа. Притертый образец взвешивался с точностью до 0,2 мг на аналитических весах (марки АДВ — 200 М).

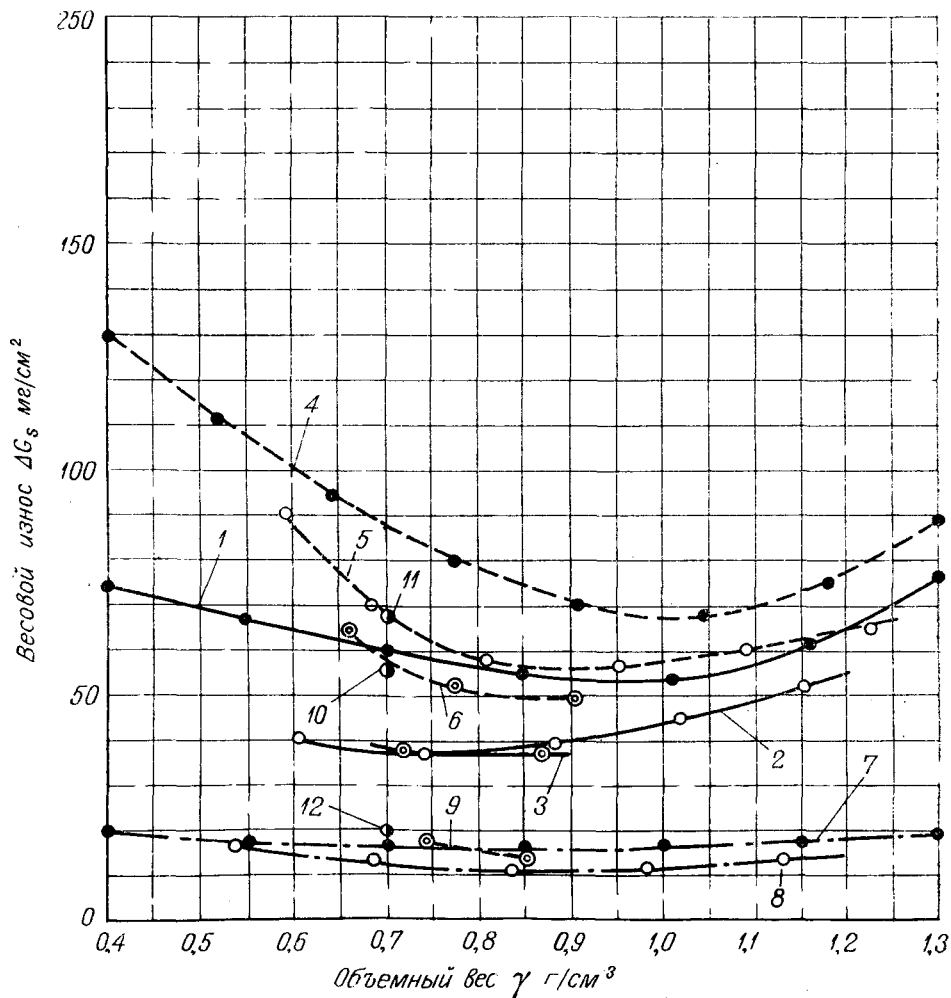


Рис. 2. Весовой износ уплотненной древесины:

1 — осина (прессованная) вдоль волокон; 2 — береза (прессованная) вдоль волокон; 3 — береза (прокатанная) вдоль волокон; 4 — осина (прессованная) поперек волокон; 5 — береза (прессованная) поперек волокон; 6 — береза (прокатанная) поперек волокон; 7 — осина (прессованная) в торце; 8 — береза (прессованная) в торце; 9 — береза (прокатанная) в торце; 10 — дуб вдоль волокон; 11 — дуб поперек волокон; 12 — дуб в торце

В течение цикла истирания образец проходил путь, равный 40 м. В результате исследований был получен весовой износ, который определялся по потере веса образца, отнесенного к единице истираемой площади.

$$\Delta G_s = \frac{\Delta G}{S_1} \text{ мг/см}^2,$$

где

$$\Delta G = G_1 - G_2 \text{ мг}$$

$G_1$  — вес образца до истирания (после притирки), мг;

$G_2$  — вес образца после истирания, мг;

$S_1$  — площадь истираемой поверхности образца.

Площадь истирания образцов определялась с учетом кривизны. Коэффициент, учитывающий кривизну при радиусе цилиндра 74,8 мм, будет равен 1,03.

Весовой износ уплотненной древесины осины и березы одноосного прессования и прокатанной березы (вдоль волокон, поперек и на торец) в зависимости от объемного веса, представлен на рис. 2, для наглядности на этом же рисунке показан весовой износ древесины дуба (вдоль волокон, поперек волокон и на торец). Все кривые весового износа имеют приблизительно одинаковый характер.

Минимальный весовой износ независимо от породы и направления истирания древесины соответствует объемному весу, лежащему в пределах  $\gamma = 0,75 \div 1,0 \text{ г/см}^3$ .

В дальнейшем с увеличением объемного веса наблюдается увеличение весового износа. Такое увеличение износа можно объяснить тем, что потери веса относятся к единице площади без учета плотности древесины.

Для более полной характеристики материала необходимо определить и относительную износостойкость. За эталон ее принимается износостойкость древесины дуба.

Весовая относительная износостойкость определялась по формуле:

$$\varepsilon_G = \frac{\Delta G_1}{\Delta G_2},$$

где  $\Delta G_1$  — весовой износ дуба;

$\Delta G_2$  — весовой износ испытываемой уплотненной древесины.

Кривые относительной износостойкости представлены на рис. 3. Относительная весовая износостойкость осины вдоль волокон (кривая 1) и поперек волокон (кривая 4) ниже износостойкости дуба и приближается к износостойкости дуба при объемном весе  $\gamma \cong 1,0 \text{ г/см}^3$ . Относительная износостойкость всех других испытываемых материалов выше износостойкости дуба.

В ряде случаев интересно знать объемный износ при работе уплотненной древесины на истирание, так как из-за разности объемных весов потеря веса не полностью отражает износ древесины. Качество древесины наиболее полно характеризуется объемным износом, определяемым формулой:

$$\Delta V' = \frac{\Delta G}{S_1 \gamma} \text{ мм}^3/\text{см}^2,$$

где  $\Delta G$  — потеря веса образца, г;

$\gamma$  — объемный вес образца, г/см<sup>3</sup>

$S_1$  — площадь истирания, см<sup>2</sup>.

Графики объемного износа —  $\Delta V' \text{ мм}^3/\text{см}^2$  уплотненной древесины указанных выше пород в зависимости от объемного веса представлены на рис. 4. Кривые объемного износа имеют приблизительно одинаковый

характер и с увеличением объемного веса износ асимптотически приближается к постоянной величине. Так, например, при изменении объемного веса осины от 0,4 до 1,3 г/см<sup>3</sup> объемный износ ее поперек волокон уменьшился с 330 до 70 мм<sup>3</sup>/см<sup>2</sup>, т. е. в 4,7 раза.

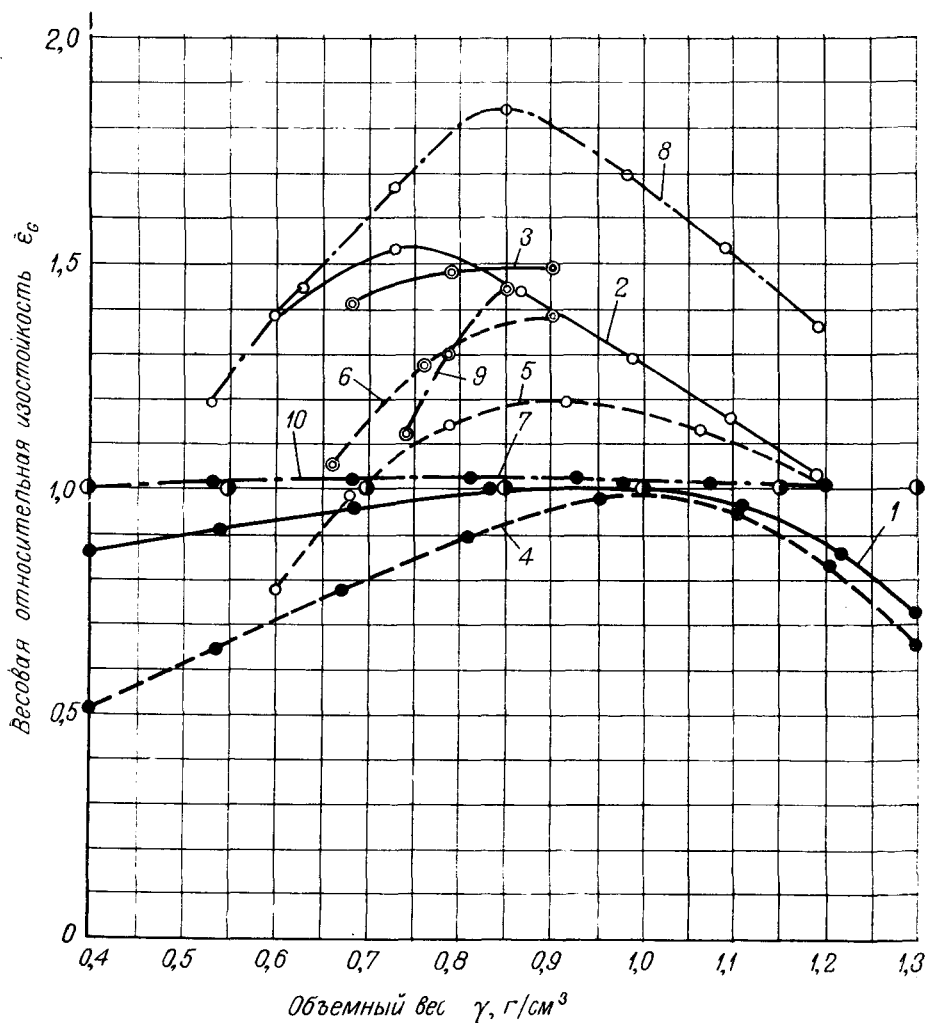


Рис. 3. Весовая относительная износостойкость:

- 1 — осина (прессованная) вдоль волокон; 2 — береза (прессованная) вдоль волокон; 3 — береза (прокатанная) вдоль волокон; 4 — осина (прессованная) поперек волокон; 5 — береза (прессованная) поперек волокон; 6 — береза (прокатанная) поперек волокон; 7 — осина (прессованная) в торец; 8 — береза (прессованная) в торец; 9 — береза (прокатанная) в торец; 10 — дуб

Для сравнительной характеристики материалов по объемному износу определена относительная объемная износостойкость

$$\epsilon_v = \frac{\Delta V_1}{\Delta V'}$$

где  $\Delta V_1$  — объемный износ дуба;

$\Delta V'$  — объемный износ испытуемой уплотненной древесины.

Кривые объемной относительной износостойкости в зависимости от объемного веса представлены на рис. 5; из которого видно, что начиная от  $\gamma = 0,8 \text{ г/см}^3$  (см. кривую 4) относительная объемная износостойкость

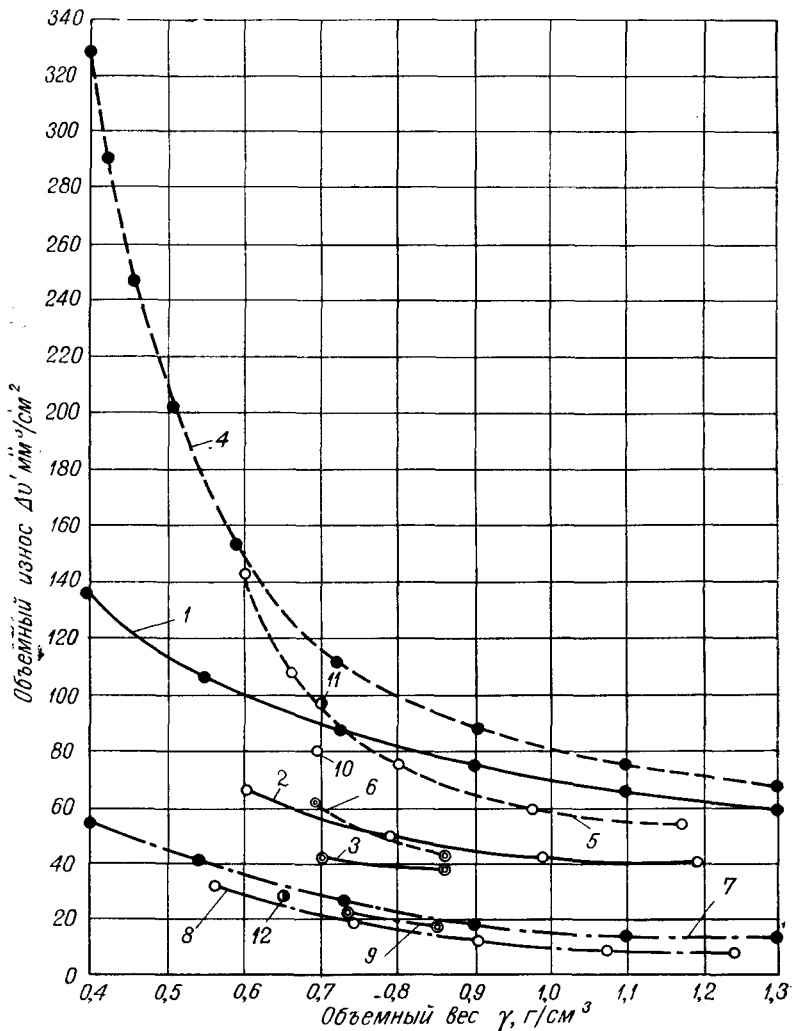


Рис. 4. Объемный износ уплотненной древесины:

1 — осина (прессованная) вдоль волокон; 2 — береза (прессованная) вдоль волокон; 3 — береза (прокатанная) вдоль волокон; 4 — осина (прессованная) поперек волокон; 5 — береза (прессованная) поперек волокон; 6 — береза (прокатанная) поперек волокон; 7 — осина (прессованная) в торец; 8 — береза (прессованная) в торец; 9 — береза (прокатанная) в торец; 10 — дуб вдоль волокон; 11 — дуб поперек волокон; 12 — дуб в торец

всех испытуемых материалов выше износостойкости дуба (износостойкость дуба принята за единицу,  $\varepsilon_v = 1$ ).

Если уплотненная древесина работает в одной плоскости (паркет, подшипники скольжения, направляющие и др.), то в этом случае важной характеристикой является линейный износ, характеризующий величину зазора в узлах трения и износ паркета.

Линейный износ определяют по формуле:

$$\Delta h = \frac{\Delta V}{S} \text{ мм},$$

где  $\Delta V$  — объемный износ,  $\text{мм}^3$ ;

$S$  — площадь истирания,  $\text{мм}^2$ .

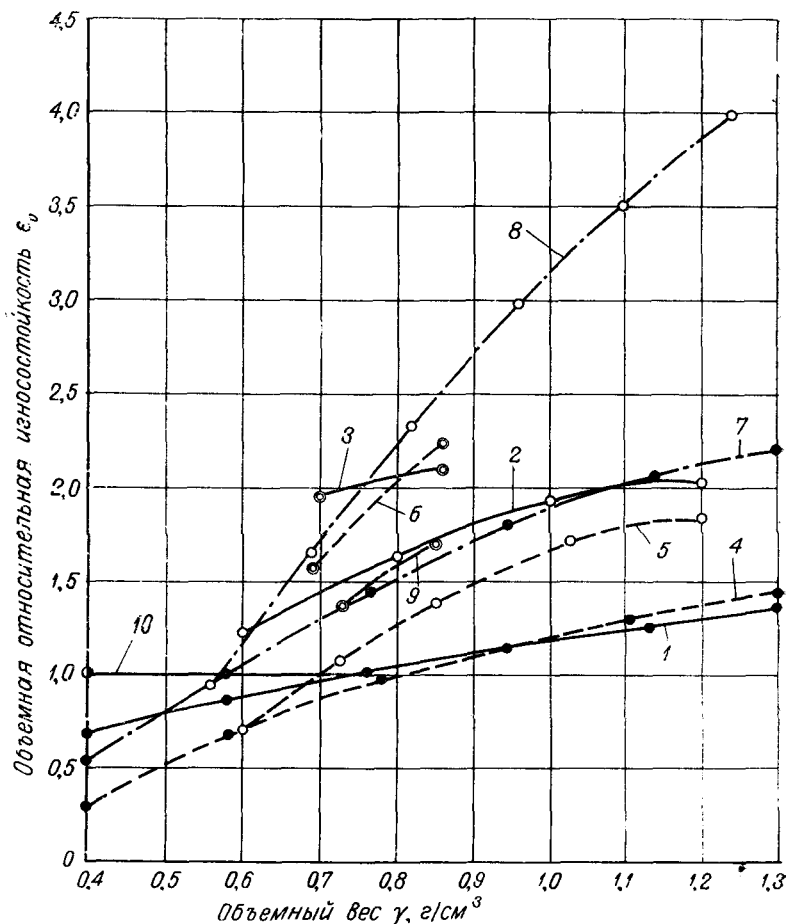


Рис. 5. Объемная относительная износостойкость:

1 — осина (прессованная) вдоль волокон; 2 — береза (прессованная) вдоль волокон; 3 — береза (прокатанная) вдоль волокон; 4 — осина (прессованная) поперек волокон; 5 — береза (прессованная) поперек волокон; 6 — береза (прокатанная) поперек волокон; 7 — осина (прессованная) в торце; 8 — береза (прессованная) в торце; 9 — береза (прокатанная) в торце; 10 — дуб

Графически линейный износ в зависимости от объемного веса представлен на рис. 6. Из графиков видно, что с увеличением объемного веса линейный износ всех пород древесины уменьшается, а линейный износ уплотненной древесины при объемном весе  $\gamma = 0,7 \div 0,9 \text{ г/см}^3$  соответствует линейному износу дуба в тех же направлениях истирания.



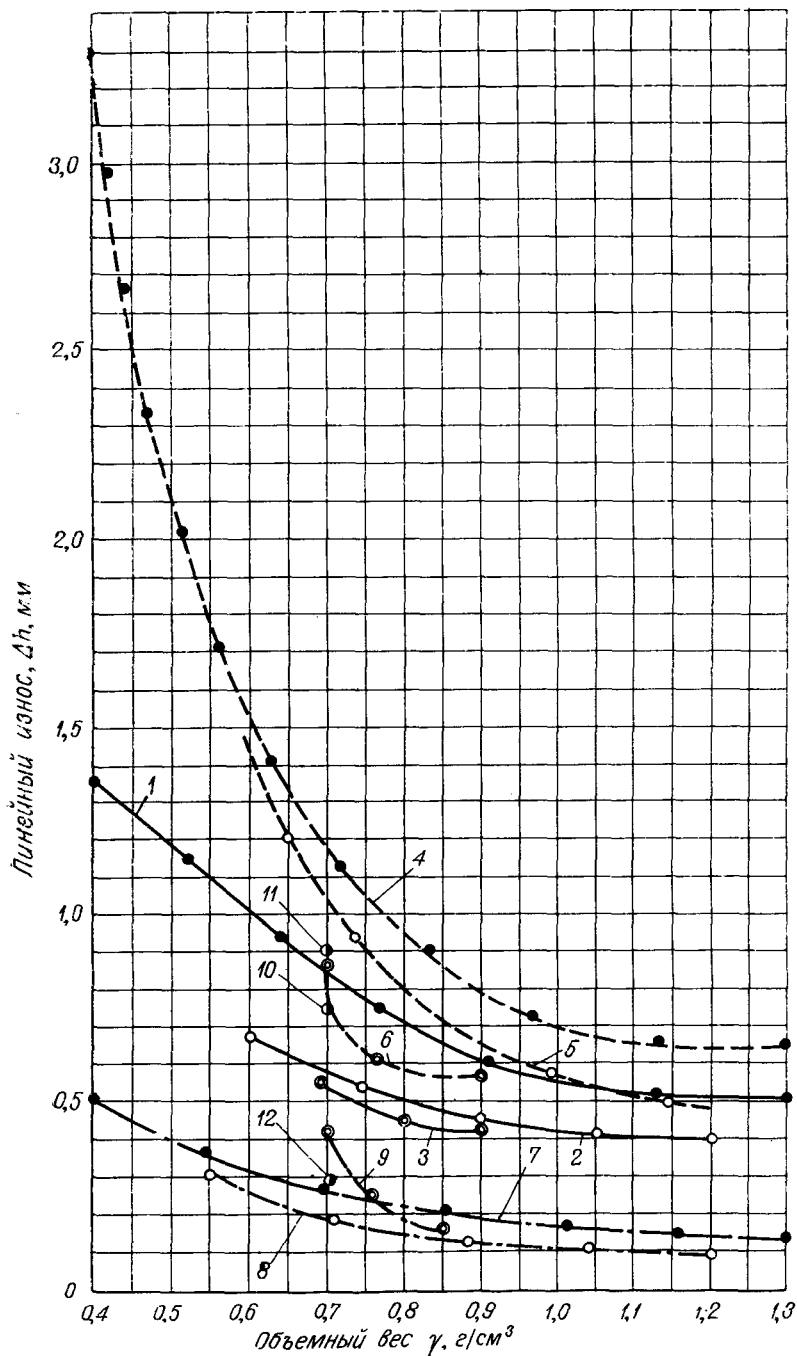


Рис. 6. Линейный износ уплотненной древесины:  
 1—осина (прессованная) вдоль волокон; 2—береза (прессованная) вдоль волокон; 3—береза (прокатанная) вдоль волокон; 4—осина (прессованная) поперек волокон; 5—береза (прессованная) поперек волокон; 6—береза (прокатанная) поперек волокон; 7—осина (прессованная) в торец; 8—береза (прессованная) в торец; 9—береза (прокатанная) в торец; 10—дуб вдоль волокон; 11—дуб поперек волокон; 12—дуб в торец

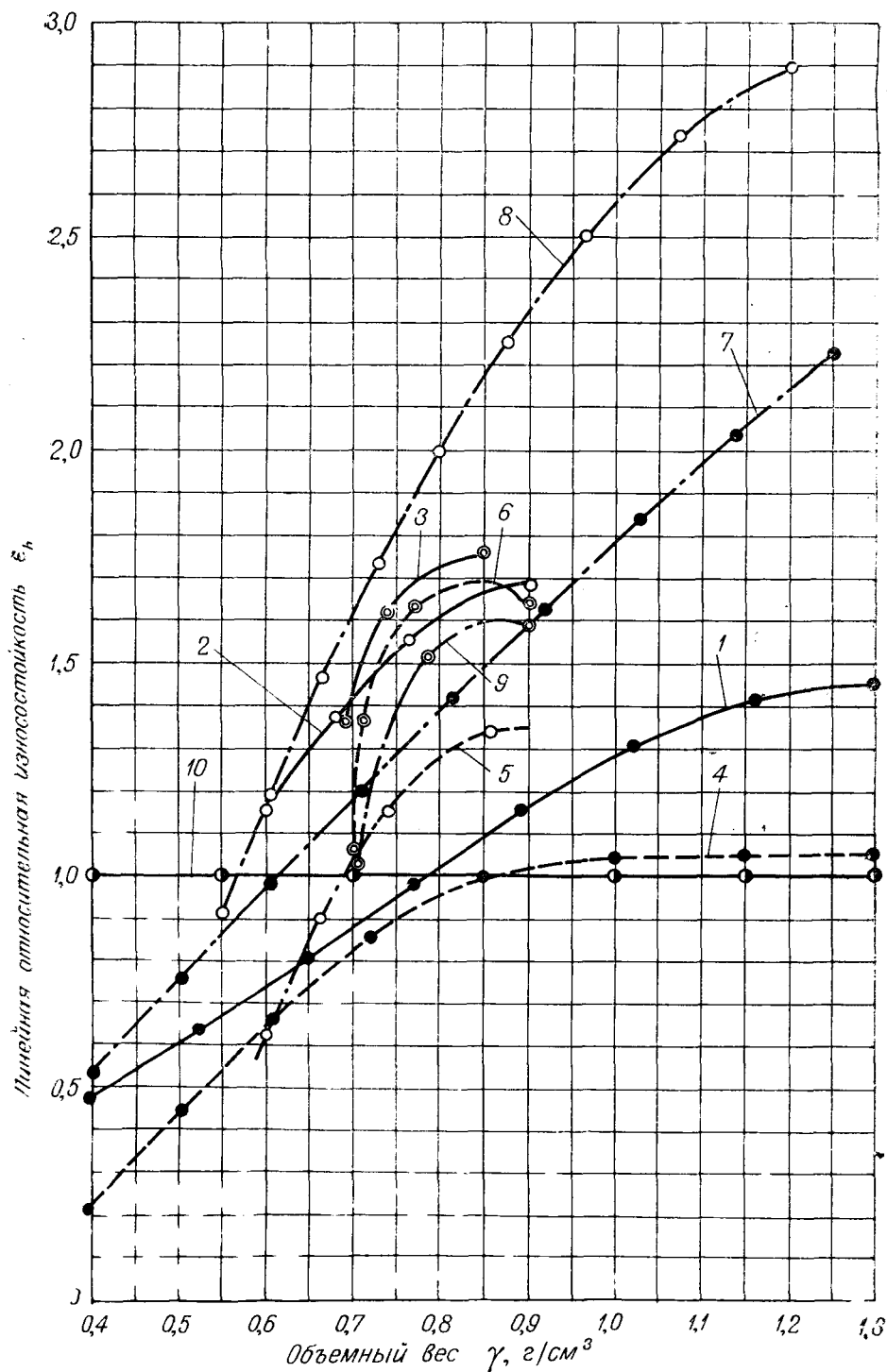


Рис. 7. Линейная относительная износостойкость:

1—осина (прессованная) вдоль волокон; 2—береза (прессованная) вдоль волокон; 3—береза (прокатанная) вдоль волокон; 4—осина (прессованная) поперек волокон; 5—береза (прессованная) поперек волокон; 6—береза (прокатанная) поперек волокон; 7—осина (прессованная) в торец; 8—береза (прессованная) в торец; 9—береза (прокатанная) в торец; 10—дуб

Для сравнения линейной износостойкости различных пород уплотненной древесины была определена линейная относительная износостойкость:

$$\epsilon_h = \frac{\Delta h_1}{\Delta h_2},$$

где  $\Delta h_1$  — линейный износ дуба;

$\Delta h_2$  — линейный износ испытуемой уплотненной древесины.

Кривые относительной износостойкости представлены на рис. 7. Графики относительной линейной износостойкости уплотненной древесины позволяют выбрать диапазон объемных весов, при которых линейная износостойкость будет равна или выше износостойкости дуба. Нижним пределом объемных весов уплотненной древесины служит точка пересечения соответствующей кривой с прямой износостойкости дуба.

## Выводы

В результате проведенных исследований по определению износостойкости древесины установлено:

1) уплотненная древесина мягких лиственных пород (осина, ольха, береза и др.) является хорошим заменителем древесины твердых лиственных пород и других материалов, работающих на истирание;

2) можно получать уплотненную древесину с заранее задаваемыми свойствами в зависимости от условий работы, обеспечивающих определенную износостойкость.

3) по износостойкости дубу соответствует уплотненная древесина осины, березы следующих объемных весов,  $г/см^3$ :

а) осина: прессованная вдоль волокон при  $\gamma = 0,78$ ; прессованная поперек волокон при  $\gamma = 0,85$ ; прессованная на торец при  $\gamma = 0,61$ ;

б) береза: прессованная вдоль волокон при  $\gamma = 0,60$ , прессованная поперек волокон при  $\gamma = 0,68$ , прессованная на торец при  $\gamma = 0,57$ , прокатанная вдоль волокон при  $\gamma = 0,65$ , прокатанная поперек волокон при  $\gamma = 0,7$ , прокатанная на торец при  $\gamma = 0,7$ .

В. П. Скрупскис, А. Э. Зиемелис, Г. В. Берзиньш

## Износ химически пластифицированной древесины

Для испытания неметаллических материалов на износостойкость предложено много различных методов [1]. В большинстве из них сопротивление износу оценивается по уменьшению размеров и веса испытуемого образца древесины [2]. Образцы подвергаются истиранию путем прижима к поверхности вращающего диска, на который периодически насыпают наждачный песок. Испытания проводят также с помощью пескоструйного аппарата, шлифовальной ленты и т. п.

Известны способы оценки износостойкости древесины по размеру лунки, остающейся от вращающегося стального шарика или втулки из закаленной инструментальной стали [3]. Известен также способ массовых испытаний образцов древесины во вращающемся шестигранном барабане, в который вместе с образцами засыпают речной песок с добавлением абразивного вещества [4].

В последнее время для исследования износостойкости с успехом применяются радиоактивные изотопы, но к древесным материалам их трудно применить [5].

Мы для исследования износостойкости химически пластифицированной древесины выбрали метод вращающегося (абразивного) цилиндра, на который натянута шлифовальная шкурка, используя для этой цели машину типа *APGi*, которая предназначена для определения истираемости резины и ей подобных материалов в лабораторных условиях. Машина была приспособлена для определения износостойкости химически пластифицированной древесины.

Метод испытания заключается в том, что опытный образец диаметром 16 мм под давлением 1,0 кг контактировал с поверхностью трения и проходил по этой поверхности путь длиной 40 м. Потеря веса определялась по разности веса образца до и после испытания. Взвешивания производили с точностью до 0,001 г.

Высоту образца принимали равной 10 мм, следовательно размеры образца: 16×10 мм.

Сравнительные исследования проводились во всех трех плоскостях: на торец, радиальной и тангенциальной.

Образцы готовились из брусков химически пластифицированной древесины с определенной влажностью и объемным весом при помощи специального сверла.

Испытуемый образец перемещался каждый раз по новому участку шлифовальной шкурки. Поэтому абразивная способность наждачной

шкурки мало изменяется и, следовательно, одно полотно может быть использовано для проведения нескольких испытаний. После каждого испытания наждачная шкурка тщательно очищалась от пыли.

Опыты были поставлены с целью исследования износостойкости химически пластифицированной древесины березы в зависимости от плотности и влажности древесины. Затем были проведены сравнительные исследования следующих пород: дуба, бука и пластифицированной осины.

Методикой предусматривалось провести исследование в двух направлениях: одно с постоянной влажностью равной  $3 \pm 1\%$ , другое с постоянной плотностью —  $1,20 \pm 0,05 \text{ г/см}^3$ .

В опытах с заданной влажностью исследовано 120 образцов, плотность которых 1,00; 1,10; 1,20; 1,30  $\text{г/см}^3$ . При этом был определен весовой износ образцов (в %) по отношению к первоначальному весу —  $U$ .

По результатам экспериментов, обработанных статистическим методом и методом наименьших квадратов, получены эмпирические формулы.

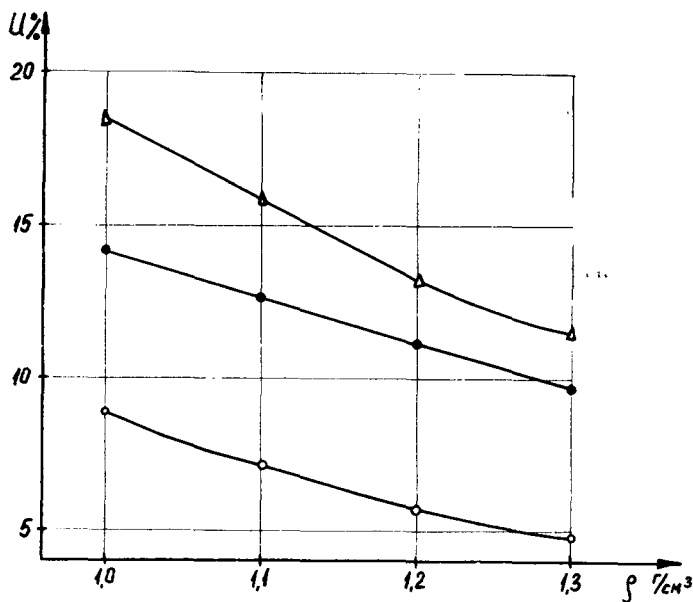


Рис. 1. Зависимость износа от плотности химически пластифицированной древесины, при расположении волокон:

- — на торец;
- — радиальное;
- △ — тангенциальное

Зависимость весового износа от плотности графически показана на рис. 1.

Как видно из графиков, наименьший износ получен при наибольшей плотности —  $1,3 \text{ г/см}^3$ . Относительно расположения волокон наи-

меньший износ — при торцевом, наибольший — при тангенциальном расположении.

В опытах с заданной плотностью, равной  $1,20 \text{ г/см}^3$ , исследовано 180 образцов с влажностью от 2 до 25%, полученной при длительной выдержке их в эксикаторе над серной кислотой различной концентрации.

Зависимость весового износа от влажности показана на рис. 2.

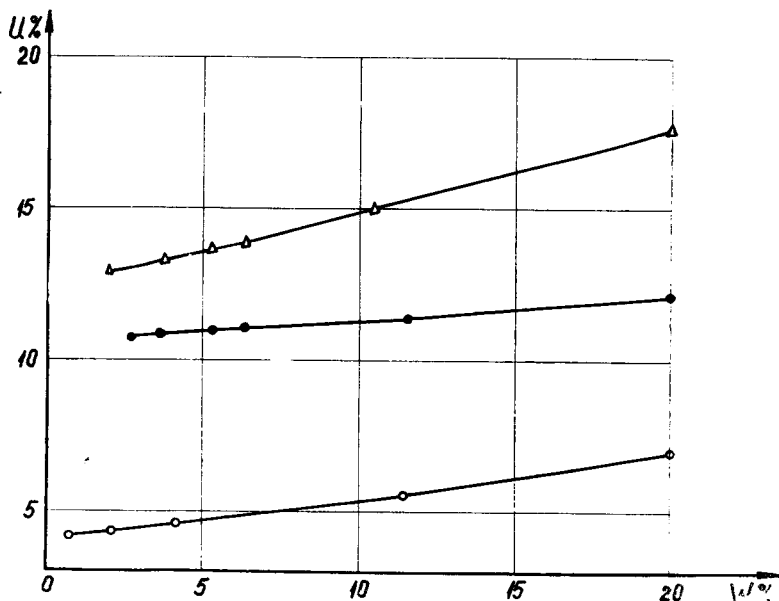


Рис. 2. Зависимость износа от влажности химически пластифицированной древесины при расположении волокон на торец;

● — радиальное;

△ — тангенциальное

Установлено, что наименьший износ получен при наименьшей влажности, а с ростом влажности износ увеличивается. Рассчитанные эмпирические соотношения показаны в таблице.

Таблица

Расположение волокон	При постоянной влажности: $U = d \cdot e^{-bW}$		При постоянном объемном весе: $U = de^{bW}$	
	$a$	$b$	$a$	$b$
На торец . . . . .	80,65	2,2	4,104	0,026
Радиальное . . . . .	50,77	1,26	10,55	0,007
Тангенциальное	88,24	1,56	12,53	0,017

Таким образом следует отметить, что при использовании химически пластифицированной древесины березы в качестве антифрикционного

материала в машиностроении, наиболее предпочтительный вариант по износостойкости — торцевое расположение волокон (см. диаграммы износа антифрикционных материалов, рис. 3). Этот вариант при изготовлении отдельных элементов подшипников скольжения, зубчатых колес и разных направляющих с торцевым расположением волокон технически возможно осуществить путем выпиливания элементов из цельного бруска, или получая заготовки методом торцевого гнутья, с последующим размещением их в металлической или пластмассовой обойме.

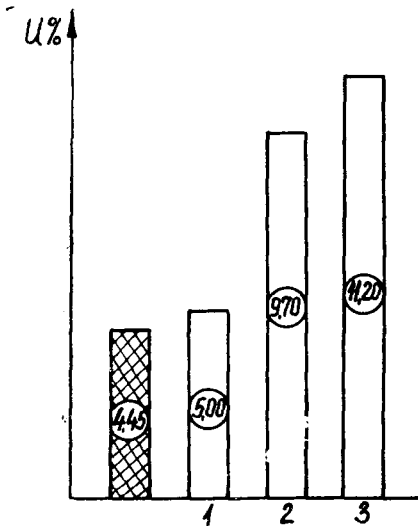




Рис. 3. Диаграмма износа антифрикционных материалов:

-  — древеснослоистого пластика  $\rho=1,43 \text{ г/см}^3$ ;
-  — химически пластифицированной аммиаком березы,  $\rho=1,30 \text{ г/см}^3$ ;  $W=3 \pm 1\%$ , при расположении волокон: 1 — на торец, 2 — радиальное, 3 — тангенциальное.

При использовании подшипников скольжения, изготовленных из втулок контурного уплотнения, также нужно обращать внимание на расположение волокон — наиболее желательно радиальное их расположение.

Применение химически пластифицированной древесины в строительстве, в частности для паркета, тоже требует испытания ее на износостойкость [6].

Сравнительную объективную оценку износостойкости пластифицированной древесины березы и осины и тра-

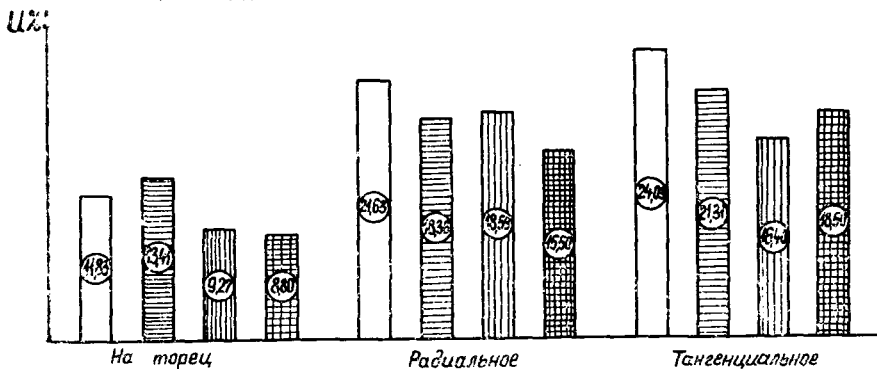






Рис. 4. Диаграмма износа следующих пород древесины:

-  — дуба,  $\rho=0,72 \text{ г/см}^3$ ,  $W=8 \div 10\%$ ;
-  — бука,  $\rho=0,62 \text{ г/см}^3$ ,  $W=10 \div 12\%$ ;
-  — химически пластифицированной аммиаком осины,  $\rho=0,90 \text{ г/см}^3$ ,  $W=3 \div 5\%$ ;
-  — химически пластифицированной аммиаком березы,  $\rho=1,00 \text{ г/см}^3$ ,  $W=3 \div 5\%$ .

диционных паркетных материалов дает диаграмма, изображенная на рис. 4. Диаграмма построена на основании экспериментальных данных, полученных при определении вышеописанным методом износостойкости сравнимых пород древесины в зависимости от расположения волокон в лицевом покрытии паркетного пола.

### Выводы

1. Износ химически пластифицированной древесины зависит от плотности, влажности и направления волокон. Наименьший износ получен при плотности  $1,3 \text{ г/см}^3$ , влажности  $3 \pm 1\%$  и торцевом расположении волокон.

2. Одинаковый износ древесностойких пластиков и химически пластифицированной древесины с торцевым расположением волокон подтверждает целесообразность применения ее, как антифрикционного материала.

3. При использовании химически пластифицированной древесины как материала для паркета, плотность ее  $0,9—1,0 \text{ г/см}^3$  в области износа обеспечивает одинаковые условия эксплуатации с паркетом из твердых лиственных пород, а повышение плотности до  $1,3 \text{ г/см}^3$  вызывает заметное понижение износа.

### Литература

1. Крагельский И. В. Трение волокнистых веществ. 1941.
2. Kollmann, Franz. Untersuchungen über den Abnutzung vorderstand von Holz, Holzwerkstoffen und Fussbodenbelägen. Köln-Opladen, Westdeutsch, Verl. 1961.
3. Сурадейкин Н. Н. Сопротивляемость древесины истиранию. Сб. XI научно-исследовательских работ Архангельского лесотехнического института. 1948.
4. Тилтнъш К. К. Новый метод определения сопротивления древесины износу. Труды института лесохозяйственных проблем и химии древесины. Вып. XVIII, 1960.
5. Постников В. И. Радиактивные изотопы в исследовании и автоматизации контроля износа. Изд-во «Машиностроение». 1967.
6. Берзиньш Г. В., Скрупскис В. П., Платацис Э. Я. Паркет из древесины мягких лиственных пород. Реферативная информация «Механическая обработка древесины», 1968.



*А. Б. Израелит*

## О развитии пластических деформаций при радиальном обжати осесимметричного деревянного элемента

Метод радиального прессования цельной древесины, разработанный доц. Н. А. Модиним, проф. М. С. Мовниним и др. приводит к резкому повышению ее механических свойств. Благодаря этому деревянные элементы, подвергнутые радиальному прессованию, выгодно использовать для производства торцевой шашки, паркета, соединительных деталей в мебели и в конструкциях, а также для несущих элементов. Технологический процесс радиального прессования должен обеспечить максимальную однородность материала. Особенное значение это имеет для деталей, работающих на износ и трение, например, для торцевой шашки и паркета. Однако исходное сырье — древесина — является материалом анизотропным. Вследствие этого, обжатие цилиндрической заготовки приводит к появлению различных напряжений и деформаций в радиальном и кольцевом направлениях. Естественно, что и процесс развития пластических деформаций будет происходить неравномерно в направлениях с отличающимися механическими свойствами. Это может быть причиной существенных дефектов изделий. Анализ явлений, возникающих при радиальном прессовании, имеет важное значение для отработки его оптимальной технологии.

Настоящая статья посвящена определению возникающих напряжений и исследованию процесса развития пластических деформаций в цилиндрической цельной заготовке при ее радиальном обжати. Цель работы — выявить причины, приводящие к появлению трещин, разрывов или к неполному уплотнению древесины при радиальном прессовании.

Рассмотрим элемент с цилиндрической анизотропией под действием нормальных сжимающих напряжений  $q$ , распределенных по наружной поверхности (рис. 1, а). Будем считать, что полюс анизотропии совпадает с центром сечения  $O$  и никаких элементов упругой симметрии, кроме плоскостей поперечного сечения, нет. Упругие напряжения, возникающие в радиальном и окружном направлениях сечения, определяются по формулам, выведенным С. Г. Лехницким [1], стр. 105—111.

$$\sigma_r = -q \left( \frac{r}{b} \right)^{k-1}, \quad \sigma_\theta = -qk \left( \frac{r}{b} \right)^{k-1}, \quad \tau_{r\theta} = 0, \quad (1)$$

где  $r$  — переменный радиус рассматриваемого волокна,

$$0 \leq r \leq b;$$

$b$  — наружный радиус обжимаемого элемента;

$k$  — упругая характеристика анизотропии.

Эта характеристика вычисляется по формуле

$$k = \sqrt{\frac{(E_r - \nu_{ra}^2 E_a) E_0^2}{(E_0 - \nu_{0a}^2 E_a) E_r^2}}, \quad (2)$$

где  $E_a$ ,  $E_r$ ,  $E_0$  — модули упругости вдоль волокон, в радиальном и кольцевом направлениях соответственно;

$\nu_{ra}$  и  $\nu_{0a}$  — коэффициенты Пуассона вдоль волокон от радиальных и кольцевых усилий.

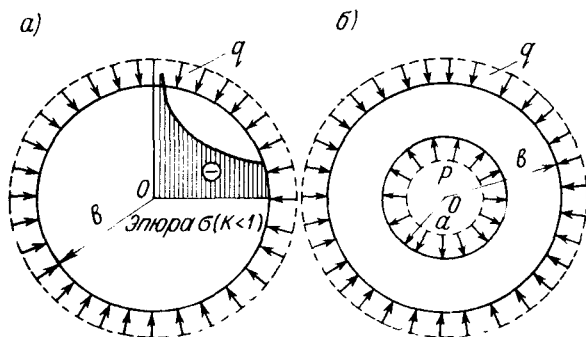


Рис. 1. Расчетная схема радиального прессования цельной древесины

Упругие характеристики древесного ствола изменяются (уменьшаются) от центра к периферии.

Учет этого явления несколько усложняет решение. Однако изменение свойств, как отмечается в литературе, например у С. И. Ванина [2], несущественно и не может принципиально изменить картину прессования. Поэтому мы в дальнейшем будем полагать, что во всех сходственных направлениях свойства древесины по сечению не изменяются.

В табл. 1 приведены значения упругих постоянных для различных древесных пород по данным С. И. Ванина [2], стр. 206 и 211 и подсчитаны соответствующие значения характеристики анизотропии  $k$ .

Таблица 1

Порода	$\nu_{ra}$	$\nu_{0a}$	$E_a$ т/см <sup>2</sup>	$E_r$ т/см <sup>2</sup>	$E_0$ т/см <sup>2</sup>	$k$
Береза . . .	0,043	0,040	158	6,0	4,5	0,87
Дуб . . . . .	0,070	0,090	140	12,9	9,1	0,875
Ель . . . . .	0,017	0,031	142	5,9	3,6	0,78
Сосна . . . .	0,030	0,037	117	6,2	5,0	0,90

Для всех древесных пород характеристика анизотропии меньше единицы. На основе формул (1) при  $k < 1$  получаем, что радиальные и кольцевые напряжения в обжатом цилиндре растут от периферии к центру, принимая в центре бесконечно большие значения (рис. 1, а). Такое распределение напряжений сразу же приведет к резкой упрессовке, пластифицированию центральной зоны цилиндра и к образованию уплотненного жесткого сердечника. После образования сердечника периферийная часть цилиндра будет работать как труба на жестком основании (рис. 1, б).

Для трубы напряжения определяются по формулам, приведенным у С. Г. Лехницкого [1], стр. 104.

$$\begin{aligned}\sigma_r &= \frac{pc^{k+1} - q}{1 - c^{2k}} \left(\frac{r}{b}\right)^{k-1} - \frac{p - qc^{k-1}}{1 - c^{2k}} c^{k+1} \left(\frac{b}{r}\right)^{k+1}, \\ \sigma_\theta &= \frac{pc^{k+1} - q}{1 - c^{2k}} k \left(\frac{r}{b}\right)^{k-1} + \frac{p - qc^{k-1}}{1 - c^{2k}} kc^{k+1} \left(\frac{b}{r}\right)^{k+1},\end{aligned}\quad (3)$$

где  $c = \frac{a}{b}$  — отношение внутреннего радиуса трубы к наружному.

Внутреннее давление на трубу со стороны сердечника соответствует пределу пластического течения материала в радиальном направлении

$$p = \sigma_T. \quad (4)$$

Наружное давление, при котором протекает образование уплотненного пластифицированием сердечника, будет меньше предела пластического течения или, в крайнем случае, равно ему:

$$q = \gamma \sigma_T, \quad \gamma \leq 1. \quad (5)$$

Введенную характеристику  $\gamma$  будем в дальнейшем называть показателем давления.

Подставляя значения  $p$  и  $q$  в формулы напряжений (3), получим:

$$\begin{aligned}\sigma_r &= \frac{\sigma_T}{1 - c^{2k}} \left[ (\gamma - c^{k+1}) \left(\frac{r}{b}\right)^{k-1} + (1 - \gamma c^{k-1}) c^{k+1} \left(\frac{b}{r}\right)^{k+1} \right] \\ \sigma_\theta &= \frac{k \sigma_T}{1 - c^{2k}} \left[ (1 - \gamma c^{k-1}) c^{k+1} \left(\frac{b}{r}\right)^{k+1} - (\gamma - c^{k+1}) \left(\frac{r}{b}\right)^{k-1} \right].\end{aligned}\quad (6)$$

Найденные зависимости позволяют проанализировать распределение напряжений в упругой стадии работы прессуемого элемента в функции от показателя давления  $\gamma$ , характеристики анизотропии  $k$  и размеров уплотненного пластифицированного сердечника  $c$ . Кроме того, исходя из уравнений (6), можно выявить возможные режимы радиального прессования, т. е. установить возможные пути развития пластических деформаций. Уплотнение цилиндрической заготовки закончится при распространении пластических деформаций до крайних периферийных волокон. Это будет иметь место в том случае, когда радиальное напряжение на поверхности элемента достигнет предела пластического течения, т. е.  $\sigma_r = \sigma_T$  при  $c = \frac{r}{b} = 1$ . Указанные условия  $\gamma = 1$  и  $c = 1$  приведут к тождественному удовлетворению первого из уравнений (6). На рис. 2 представлены некоторые возможные режимы прессования в координатах  $C$  и  $\gamma$ , иными словами, изображены пути перехода заготовки в уплотненное состояние, которое изображается точкой  $A$  с координатами  $C = \gamma = 1$ . Пути перехода из недеформированного состояния (точка  $O$ ) в уплотненное (точка  $A$ ) могут быть произвольными. Следует отметить, что эти пути, т. е. функциональные зависимости между показателем давления  $\gamma$  и величиной уплотненного сердечника  $c$ , целиком определяются возникающими соотношениями между радиальными и кольцевыми напряжениями в тех волокнах, где происходит пластическое течение, т. е. на поверхности уплотненного сердечника.

Указанное соотношение напряжений в общем случае будет функцией многих факторов. Оно зависит от распределения по сечению влажности, температуры и механических характеристик, а также от

вида напряженного состояния, времени и показателя давления. Определение всех этих зависимостей представляет сложную задачу и может быть выполнено только с привлечением экспериментального материала.

Обозначим функцию отношения кольцевых напряжений к радиальным в зоне пластифицирования буквой  $F$ , т. е. при

$$\frac{r}{b} = c = \frac{a}{b}, \quad \frac{\sigma_{\theta}}{\sigma_r} = F. \quad (7)$$

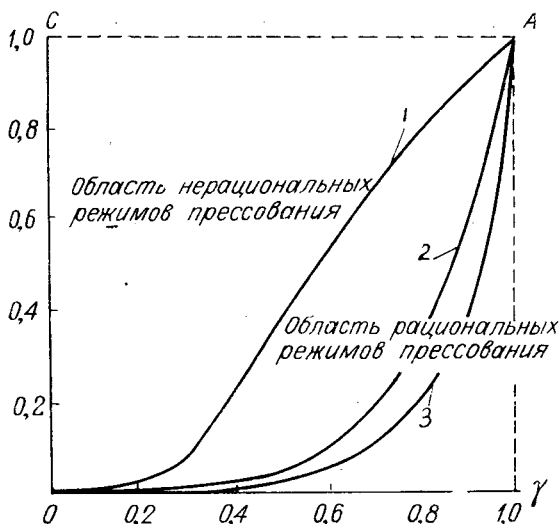


Рис. 2. Область режимов прессования

Значения введенной функции могут, очевидно, колебаться от  $-1$  до  $+1$ , но не должны превышать по абсолютной величине единицу, так как в тангентальном направлении древесина всегда податливее и слабее, чем в радиальном.

Подставляя значения (7) во второе уравнение (6), найдем

$$c^{2k} \left( 1 + \frac{F}{k} \right) - 2\gamma c^{k-1} + 1 - \frac{F}{k} = 0. \quad (8)$$

Полученное уравнение при известной функции  $F$  позволяет определить развитие уплотнения в зависимости от показателя давления. Наиболее простые режимы уплотнения соответствуют постоянным значениям отношения напряжений в состоянии пластического течения, т. е. при условии

$$\frac{\sigma_{\theta}}{\sigma_r} = F = \text{const.}$$

Рассмотрим знаки и величины возникающих напряжений. Из формул (6) следует, что радиальные напряжения всегда будут сжимающими, а кольцевые могут при определенных условиях менять знак, т. е. могут становиться растягивающими в некоторой зоне сечения. Проанализируем формулу для кольцевых напряжений и установим условия образования растянутой зоны. Граница между растянутой и сжатой зоной определится из уравнения

$$\sigma_{\theta} = 0,$$

или

$$(1 - \gamma c^{k-1}) c^{k+1} \left(\frac{b}{r}\right)^{k+1} = (\gamma - c^{k+1}) \left(\frac{r}{b}\right)^{k-1}, \quad (9)$$

откуда определим ординату, где изменяется знак напряжения

$$\frac{r_0}{b} = \left[ \frac{(1 - \gamma c^{k-1}) c^{k+1}}{\gamma - c^{k+1}} \right]^{\frac{1}{2k}}. \quad (10)$$

Протяженность растянутой в кольцевом направлении зоны можно найти, если из значения ординаты перемены знака вычесть относительный радиус сердечника

$$d = \frac{r_0}{b} - c = \left[ \frac{(1 - \gamma c^{k-1}) c^{k+1}}{\gamma - c^{k+1}} \right]^{\frac{1}{2k}} - c. \quad (11)$$

Часть упругой зоны, в которой возникает растяжение, определим по формуле:

$$\alpha = \frac{d}{1 - c}. \quad (12)$$

Величина максимальных растягивающих кольцевых напряжений, возникающих на границе с сердечником, т. е. при  $\frac{r}{b} = c$ , определится по формуле

$$\sigma_{\theta \max} = \frac{k \sigma_T}{1 - c^{2k}} (1 - 2\gamma c^{k-1} + c^{2k}). \quad (13)$$

Появление растягивающих кольцевых напряжений резко ухудшает условия прессования. Элементарным подсчетом нетрудно показать, что наибольшие по величине растягивающие напряжения возникнут при малых величинах обжатия, т. е. в самом начале процесса прессования. Из данных табл. 2, подсчитанных при некоторых значениях  $c$  и  $\gamma$  для  $k=0,78$  видно, что в некоторых случаях растягивающие кольцевые напряжения могут даже превышать предел текучести.

Таблица 2

$c$	0,05	0,1	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0
$c^{k-1} = c^{-0,22}$	1,94	1,66	1,426	1,225	1,12	1,051	1
$c^{k+1} = c^{1,78}$	0,00479	0,0166	0,057	0,195	0,402	0,671	1
$c^{2k} = c^{1,56}$	0,00012	0,0275	0,0813	0,240	0,451	0,705	1

Значения  $\frac{\sigma_{\theta \max}}{\sigma_T}$ 

$\gamma = 0,05$	0,630	0,695	0,795	1,15	—	—	—
$\gamma = 0,1$	0,485	0,565	0,635	1,03	—	—	—
$\gamma = 0,2$	0,180	0,298	0,432	0,77	—	—	—
$\gamma = 0,4$	—	—	—	0,27	—	—	—

Вероятность появления таких растягивающих напряжений убывает по мере уплотнения центральной зоны, поэтому в табл. 2 их подсчет прекращен при  $\gamma = 0,4$ .

Наибольшую опасность растягивающие напряжения представляют в начале процесса обжаривания. Они вызывают разрушение связей в кольцевом направлении и приводят после прессования к появлению трещин в средней зоне. Чтобы не допускать этого, рассмотрим предельное условие, при котором не возникает растяжения, т. е.

$$F = \frac{\sigma_{\theta}}{\sigma_r} = 0 \quad \text{при} \quad \frac{r}{b} = c.$$

Подставляя его в уравнение (8), получим

$$\gamma = \frac{1 + c^{2k}}{2c^{k-1}}. \quad (14)$$

Уравнению (14) на рис. 2 соответствует кривая 1, отделяющая области нерациональных и рациональных режимов прессования. В области рациональных режимов прессования построено еще две кривые 2 и 3. Кривая 2 соответствует соотношению  $F = \frac{\sigma_{\theta}}{\sigma_r} = k$ , а кривая 3 — соотношению  $F = \frac{\sigma_{\theta}}{\sigma_r} = 1$  на поверхности уплотненного сердечника, т. е. при  $\frac{r}{b} = c$ . Уравнения, определяющие эти кривые, и все необходимые вычисления приведены в табл. 3. Каждая из трех построенных кривых определяет однородный режим прессования, соответствующий постоянному отношению  $F = \frac{\sigma_{\theta}}{\sigma_r}$ . В действительности по мере уплотнения заготовки механические свойства и упругие характеристики в радиальном и кольцевом направлениях могут измениться настолько существенно, что соотношение напряжений нарушится. Поэтому в действительности режим прессования не может быть однородным, но однозначное решение даже с привлечением экспериментального материала здесь невозможно. Всегда будет иметь какую-то вероятность определенная область возможных режимов.

Таблица 3

$\gamma = \frac{\sigma_{\theta}}{\sigma_r}$	0,1	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0
Кривая 1, $F = 0$ $2c^{k-1}\gamma = 1 + c^{2k}$	—	0,04	0,21	0,55	0,79	1,0
Кривая 2, $F = k$ $\gamma c^{k-1} = 1$	0,00003	0,0007	0,016	0,1	0,363	1,0
Кривая 3, $2kc^{k-1}\gamma = k + 1 - c^{2k}(1-k)$	—	—	0,008	0,05	0,202	1,0

Исходя из распределения напряжений, а также из того, что модуль упругости в тангентальном направлении меньше, чем в радиальном, можно полагать следующее. Вначале пластическое течение начинается по кольцевым направлениям. Затем идет одновременно по кольцевому и радиальному направлениям. И после некоторого предельного уплотнения в кольцевом направлении древесина пластически течет только по радиусам. Вдоль волокон при этом возникают упругие деформации.

При анализе и исследовании режимов радиального прессования необходимо обратить существенное внимание на влияние влажности древесины и ее колебания по сечению. Модуль упругости древесины существенно уменьшается при возрастании влажности. В хвойных породах влажность увеличивается к периферии, в лиственных — наоборот. При некоторых условиях различие во влажности периферийной и средней зоны цилиндрической заготовки может существенно исказить процесс ее уплотнения. При нагревании заготовки перед прессованием вероятен случай, когда влага сконцентрируется в средней зоне. Благодаря этому в центре резко уменьшается жесткость материала и его сопротивляемость деформации. Пластическое течение здесь может происходить уже не из центра к периферии, а наоборот — от периферии к центру. Эксперимент подтверждает отмеченную возможность уплотнения.

Можно с уверенностью утверждать, что варьирование температурно-влажностного режима позволит целеустремленно регулировать механические характеристики древесины при радиальном прессовании. Однако решение этой задачи потребует очень тщательного анализа.

### Выводы

1. При радиальном прессовании древесины с цилиндрической анизотропией радиальные напряжения всегда являются сжимающими и величина их увеличивается (при  $k < 1$ ) по направлению к центру. Интенсивность роста также увеличивается по мере развития уплотненного сердечника.

2. Кольцевые напряжения в некоторых случаях могут быть растягивающими. Особенно опасным в этом отношении является быстрое развитие уплотненной зоны при малых давлениях. Растягивающие кольцевые напряжения, возникая в зоне, граничной с сердечником, растут очень интенсивно и образуют очаги явной концентрации с последующим расслоением материала в этой зоне.

3. Если материал заготовки находится в одинаковых условиях по всему сечению, то пластифицирование и интенсивное уплотнение должно для всех древесных пород начинаться с центра и распространяться к периферии. Неравномерное увлажнение или нагрев могут существенно исказить картину развития деформаций.

4. Режим прессования определяется соотношением кольцевых и радиальных напряжений. Функции, характеризующие эти соотношения, могут быть найдены экспериментально элементарно простым путем на основе приведенных выводов. Кривая зависимости толщины уплотненного сердечника от степени давления позволит перейти к аналитической зависимости для любого случая.

Таким образом, выполненное исследование открывает перспективы для целеустремленного экспериментального исследования практических режимов радиального прессования. В конечном итоге можно выявить технологические факторы, влияющие на этот процесс и позволяющие им управлять.

### Литература

1. Лехницкий, С. Г. Анизотропные пластинки. Гостехтеориздат, М., 1957.
2. Ванин С. И. Древесиноведение. Гослесбуиздат, М—Л., 1949.

Г. В. Берзиньш, Э. Э. Лавандел, Я. Я. Липиньш, В. А. Шавелис

### Некоторые реологические свойства обработанной 25<sup>0</sup>/<sub>0</sub>-ным раствором аммиака древесины березы при сжатии

Химические изменения, происходящие в результате обработки древесины аммиаком, [1, 2] придают ей значительную пластичность, благодаря которой после снятия приложенной нагрузки фиксируется приданная древесине новая форма. Пластичность оказывает большое влияние на технологию пресования древесины. Характер ее развития определяет скорость фиксации формы пресованной древесины и величину потребного удельного давления обработанной аммиаком древесины. Анализ этих явлений позволит усовершенствовать технологию производства и будет способствовать расширению области применения ее в народном хозяйстве.

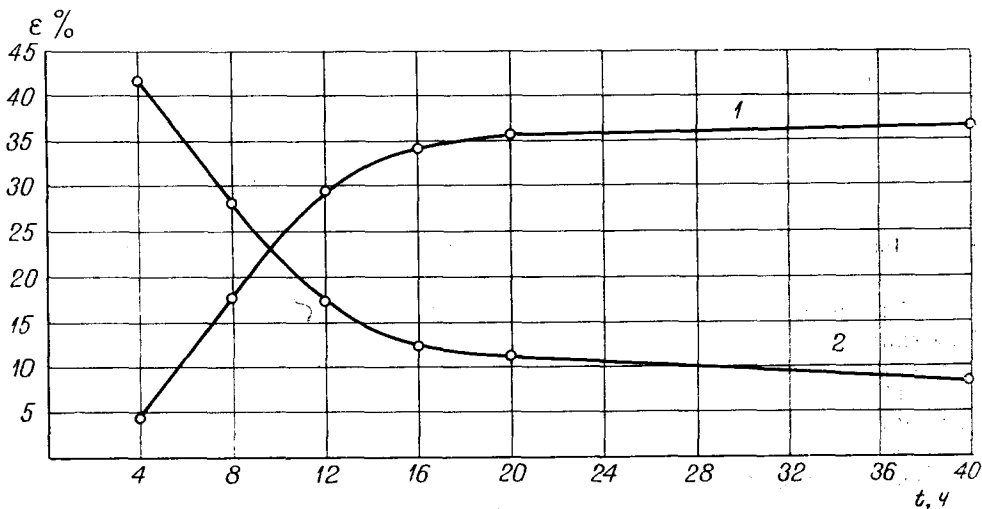


Рис. 1. Зависимость упругой  $\epsilon_y$  и пластической деформации  $\epsilon_n$  от продолжительности химической обработки

В результате обработки древесины аммиаком значительно уменьшается необходимое удельное усилие, требуемое для получения определенной величины деформации.

На рис. 1 показано, как изменяется упругая (кривая 1) и пластическая (кривая 2) деформации древесины, химически обработанной



25%-ным водным раствором аммиака, от времени химической обработки при удельном давлении  $80 \text{ кг/см}^2$  и при 4 мин выдержки под давлением [3].

Не ставя перед собой задачи детального анализа всего процесса механического уплотнения химически обработанной аммиаком древесины, в настоящей статье в этой области приведены только некоторые данные научно-исследовательского характера, при этом основное внимание уделено только вопросам деформации при сжатии древесины березы, обработанной аммиаком.

Самым распространенным процессом уплотнения аммиаком обработанной древесины является прессование в прессах или в прессформах при помощи существующих общеизвестных устройств и приемов. Качественно новым фактором является то, что прессование можно осуществить холодным способом при сравнительно невысоком удельном давлении [4].

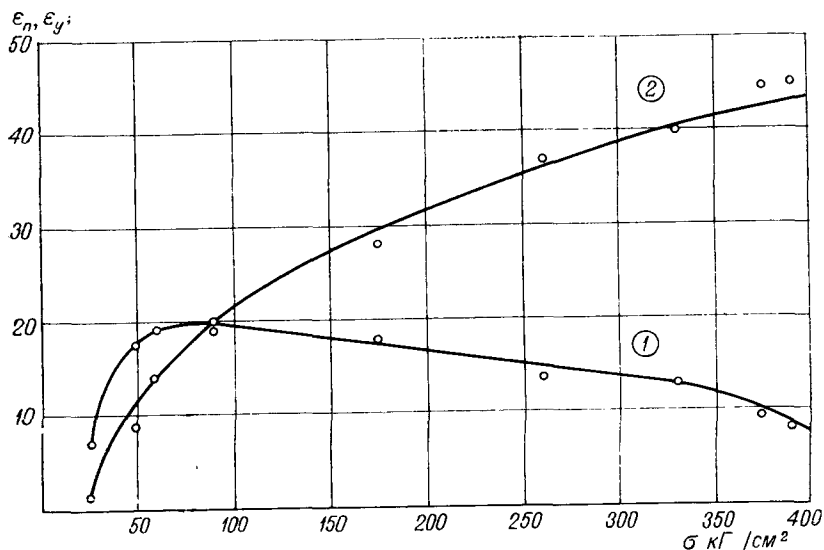


Рис. 2. Зависимость упругой  $\epsilon_y$  и пластической деформации  $\epsilon_n$  в процессе прокатки

Значительная пластическая деформация химически обработанной аммиаком древесины создает также необходимые предпосылки для получения пластифицированной древесины методом прокатки [5].

На рис. 2 приводятся данные, полученные при прокатке химически обработанной древесины березы. Изображенные кривые показывают характер распределения пластической и упругой деформации в зависимости от удельного давления на поверхности материала при десятиразовой прокатке со скоростью  $0,1 \text{ м/мин}$ . Для определения деформации при уплотнении древесины необходимо знать физико-механические свойства исходного материала — древесины, химически обработанной аммиаком.

В настоящее время реологические методы получили широкое применение при проведении физико-механических исследований веществ и в том числе древесины, а также для решения разнообразных технологических задач [6, 7]. При определении реологического уравнения и выборе оптимальной технологии уплотнения химически обработанной дре-

веса необходимо произвести реологические исследования по определению зависимостей продольной и поперечной деформации от времени при постоянной нагрузке и последующей полной разгрузке.

Древесина является анизотропным материалом с явно выраженными отличающимися свойствами в направлении вдоль волокон, в радиальном и тангенциальном. Поэтому, испытания проводились в этих трех характерных направлениях волокон.

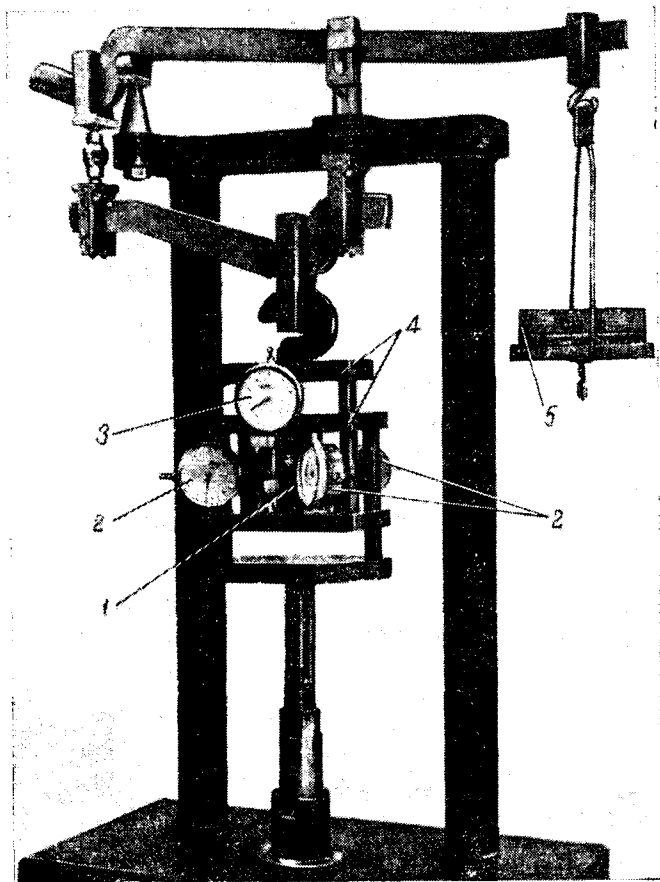


Рис. 3. Пресс с приспособлением для определения продольных и поперечных деформаций:  
 1 — испытуемый образец, 2 — индикаторы поперечных деформаций; 3 — индикатор деформаций в продольном направлении; 4 — реверсор; 5 — груз-гири

Испытания проводились на образцах березовой древесины, химически обработанных в 25%-ном водном растворе аммиака, с размерами  $20 \times 20 \times 30$  мм (размер 30 мм в направлении нагрузки—разгрузки). Размеры образцов соответствуют ГОСТ 11492—65, правильность формы и точность изготовления образцов отвечает требованиям пп. 16, 17; ГОСТ 11484—65. Испытание производилось на универсальном прессе УП-3. Общий вид прессы с приспособлением показан на рис. 3.

Для определения деформации применялось специальное приспособление с индикаторами часового типа. До испытания соответствующий размер каждого образца измерялся в трех местах с точностью 0,05 мм. По результатам измерений, зарегистрированным в журнале, определялись средние величины каждого размера. После этого образец вставлялся в приспособление, заранее поставленное в реверс прессы, и при помощи рычажного устройства прессы удалялся зазор между рабочей поверхностью реверса и образцом. Снимались и регистрировались в журнале начальные отсчеты индикатора деформации в направлении «нагрузки—разгрузки» и 4-х индикаторов (в обоих поперечных направлениях образца).

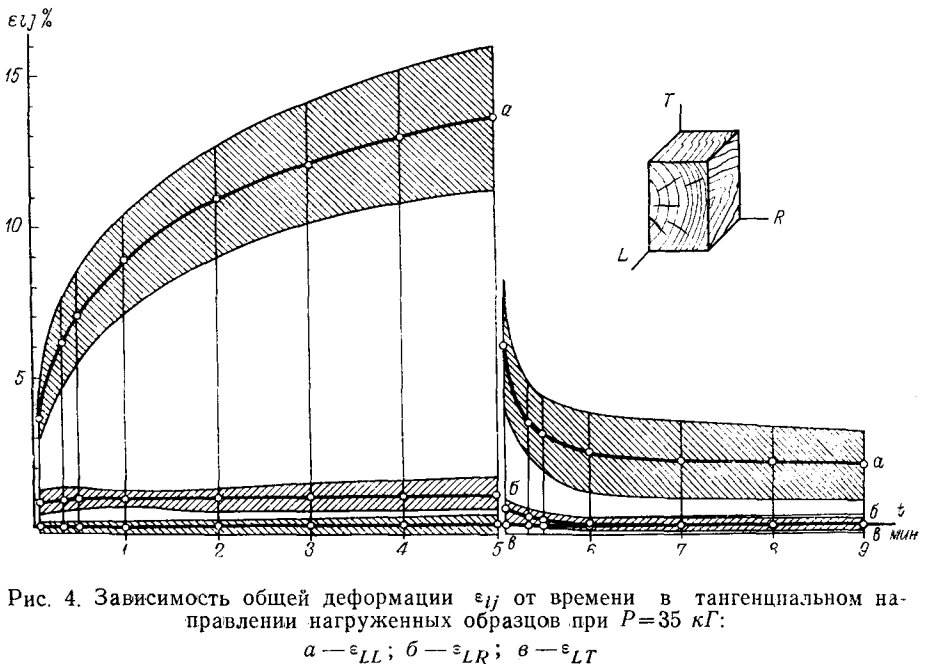


Рис. 4. Зависимость общей деформации  $\epsilon_{ij}$  от времени в тангенциальном направлении нагруженных образцов при  $P=35$  кг:

$a - \epsilon_{LL}$ ;  $б - \epsilon_{LR}$ ;  $в - \epsilon_{LT}$

Испытуемые образцы нагружались постоянной нагрузкой — гириями через рычажное устройство прессы (50 — для радиального, 35 — для тангенциального направления и 150 кг — для направления вдоль волокон нагруженных образцов). Нагрузки были выбраны так, чтобы получить примерно одинаковые величины общих деформаций в направлении приложенного усилия. При испытании образцов вдоль волокон это требование не удалось выполнить, из-за преждевременного разрушения образца. Через 300 сек после начала нагрузки проводилась разгрузка путем снятия груза.

Одновременно с началом нагружения образцов включался секундомер, и в течение всего цикла «нагрузка—разгрузка» через определенные промежутки времени (5, 20, 30; 60, 120, 180, 240, 300, 305, 320, 330, 360, 420, 480, 540 сек) одновременно снимались и регистрировались показания всех индикаторов. Такие интервалы времени были выбраны в связи с характером деформации образцов. В начале нагрузки и потом, когда деформации образца быстро меняются, желательно было чаще производить отсчеты индикаторов, однако осуществить это при данной

методике эксперимента оказалось практически невозможным. Общее время нагрузки (300 сек) и разгрузки (240 сек) дает возможность в достаточной мере судить о процессе деформации.

Суммируя показания индикаторов в соответствующих направлениях, получаем абсолютные деформации  $\Delta a$ ;  $\Delta b$ ;  $\Delta l$  (в мм) в определенный момент времени.

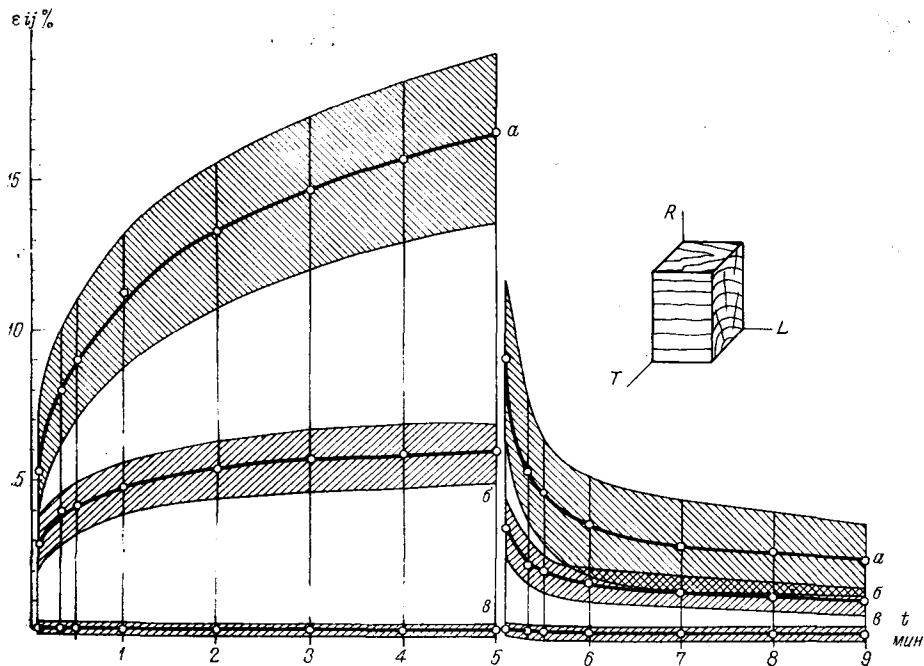


Рис. 5. Зависимость общей деформации  $\epsilon_{ij}$  от времени в радиальном направлении нагруженных образцов при  $P=50$  кг:

$$a - \epsilon_{RR}; \quad b - \epsilon_{RT}; \quad \beta - \epsilon_{RL}$$

Определяем относительные деформации и по высчитанным результатам строим кривые  $\epsilon-t$ :

$$\epsilon_a = \frac{\Delta a}{a} \quad \epsilon_b = \frac{\Delta b}{b} \quad \epsilon_L = \frac{\Delta l}{l},$$

где  $\Delta a$ ,  $\Delta b$ ,  $\Delta l$  — абсолютные деформации, мм;

$a$ ;  $b$ ;  $l$  — средние величины размеров, мм.

Для определения кривых  $\epsilon-t$  были произведены испытания на «нагрузку—разгрузку» 15 образцов в радиальном и тангенциальном направлениях и 35 образцов — в направлении вдоль волокон. Увеличение количества испытаний вдоль волокон вызвано большим разбросом результатов.

Кривые  $\epsilon-t$  получены путем статической обработки результатов испытаний, подчиняющимся нормальному закону распределения, с доверительной вероятностью 0,955.

Кривые  $\epsilon-t$  с доверительными интервалами показаны на рисунках (4, 5, 6). При обозначении деформаций  $\epsilon_{ij}$  первый индекс указывает

направление действия силы, второй — направление деформаций, причем  $L$  — направление вдоль волокон,  $R$  — радиальное,  $T$  — тангенциальное.

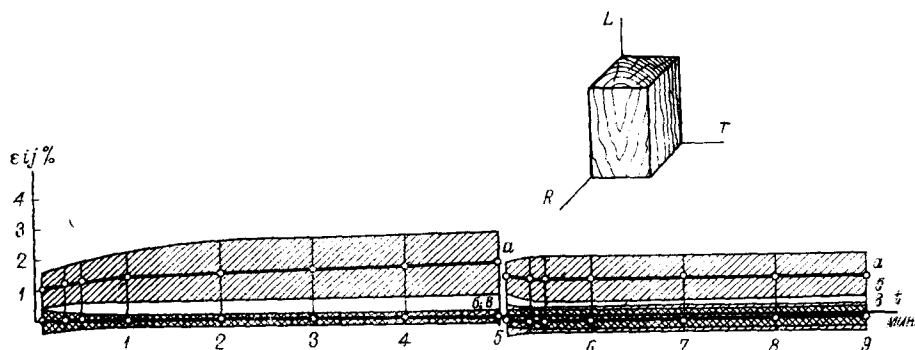


Рис. 6. Зависимость общей деформации  $\epsilon_{ij}$  от времени в направлении вдоль волокон нагруженных образцов при  $P=150$  кг:

$a$  —  $\epsilon_{TT}$ ;  $b$  —  $\epsilon_{TR}$ ;  $c$  —  $\epsilon_{TL}$

Таблица 1  
Результаты расчетов общей деформации  $\epsilon_{ij}$  (к рис. 4)

Время	Нагрузка, кг	Продольная деформация, $\epsilon_{TT}$ %	Поперечная деформация, $\epsilon_{TR}$ %	Поперечная деформация, $\epsilon_{TL}$ %
6"	35	$3,64 \pm 0,87$	$0,088 \pm 0,153$	$0,883 \pm 0,417$
20"	35	$6,16 \pm 1,40$	$0,072 \pm 0,196$	$0,980 \pm 0,380$
30"	35	$7,02 \pm 1,45$	$0,075 \pm 0,196$	$0,980 \pm 0,380$
1'	35	$8,89 \pm 1,75$	$0,068 \pm 0,223$	$1,077 \pm 0,197$
2'	35	$10,90 \pm 1,87$	$0,064 \pm 0,271$	$1,077 \pm 0,437$
3'	35	$11,03 \pm 1,95$	$0,064 \pm 0,275$	$1,030 \pm 0,475$
4'	35	$12,95 \pm 2,06$	$0,050 \pm 0,310$	$1,077 \pm 0,530$
5'	35	$13,56 \pm 2,38$	$0,043 \pm 0,338$	$1,077 \pm 0,593$
5'20"	0	$6,00 \pm 2,22$	$-0,018 \pm 0,312$	$0,540 \pm 0,275$
5'30"	0	$3,42 \pm 1,26$	$-0,007 \pm 0,297$	$0,265 \pm 0,168$
6'	0	$3,01 \pm 1,21$	$-0,007 \pm 0,271$	$0,196 \pm 0,167$
7'	0	$2,52 \pm 1,29$	$-0,018 \pm 0,268$	$0,098 \pm 0,167$
8'	0	$2,20 \pm 1,28$	$-0,022 \pm 0,268$	$0,010 \pm 0,166$
9'	0	$2,10 \pm 1,12$	$-0,029 \pm 0,269$	$-0,026 \pm 0,223$

Таблица 2  
Результаты расчетов общей деформации  $\epsilon_{ij}$  (к рис. 5)

Время	Нагрузка, кг	Продольная деформация, $\epsilon_{RR}$ %	Поперечная деформация, $\epsilon_{RT}$ %	Поперечная деформация, $\epsilon_{RL}$ %
5"	50	$5,26 \pm 1,54$	$2,90 \pm 0,96$	$0,093 \pm 0,178$
20"	50	$7,93 \pm 1,95$	$4,01 \pm 0,77$	$0,106 \pm 0,178$
30"	50	$9,00 \pm 1,92$	$4,12 \pm 0,84$	$0,104 \pm 0,198$
1'	50	$11,23 \pm 2,22$	$4,78 \pm 0,82$	$0,078 \pm 0,197$
2'	50	$13,25 \pm 2,45$	$5,37 \pm 0,92$	$0,074 \pm 0,197$
3'	50	$14,63 \pm 2,55$	$5,65 \pm 1,01$	$0,072 \pm 0,217$
4'	50	$15,60 \pm 2,65$	$5,90 \pm 1,01$	$0,077 \pm 0,218$
5'	50	$16,53 \pm 2,87$	$5,95 \pm 1,00$	$0,055 \pm 0,217$
5'20"	50	$9,05 \pm 2,74$	$3,43 \pm 0,85$	$0,021 \pm 0,246$
5'30"	0	$5,37 \pm 2,20$	$2,27 \pm 0,76$	$-0,013 \pm 0,246$
6'	0	$4,60 \pm 1,54$	$1,98 \pm 0,57$	$-0,027 \pm 0,232$
7'	0	$3,52 \pm 1,66$	$1,60 \pm 0,51$	$-0,057 \pm 0,276$
8'	0	$2,86 \pm 1,56$	$1,31 \pm 0,47$	$-0,074 \pm 0,247$
9'	0	$2,67 \pm 1,36$	$1,16 \pm 0,47$	$-0,085 \pm 0,256$

Таблица 3

Результаты расчетов общей деформации  $\varepsilon_{ij}$  (к рис. 6)

Время	Нагрузка, кг	Продольная деформация, $\varepsilon_{LL}$ %	Поперечная деформация, $\varepsilon_{LR}$ %	Поперечная деформация, $\varepsilon_{LT}$ %
5"	150	1,020 ± 0,595	0,0542 ± 0,3960	0,0079 ± 0,1117
20"	150	1,225 ± 0,685	-0,0219 ± 0,1436	-0,0138 ± 0,6385
30"	150	1,273 ± 0,655	-0,0301 ± 0,3230	-0,0249 ± 0,1912
1'	150	1,380 ± 0,920	-0,0383 ± 0,1488	-0,0532 ± 0,2263
2'	150	1,505 ± 0,905	-0,0517 ± 0,1654	-0,0718 ± 0,1692
3'	150	1,590 ± 0,980	-0,0680 ± 0,1452	-0,0770 ± 0,2922
4'	150	1,660 ± 1,050	-0,0793 ± 0,2109	-0,0823 ± 0,3100
5'	150	1,750 ± 1,140	-0,0847 ± 0,2106	-0,0903 ± 0,3240
5'20"	0	1,315 ± 0,530	-0,1690 ± 0,4960	-0,1995 ± 0,3230
5'30"	0	1,215 ± 0,810	-0,1562 ± 0,4472	-0,2230 ± 0,3130
6'	0	1,195 ± 0,784	-0,1585 ± 0,4559	-0,223 ± 0,2800
7'	0	1,180 ± 0,768	-0,1670 ± 0,4565	-0,2390 ± 0,3340
8'	0	1,180 ± 0,765	-0,1695 ± 0,4620	-0,2530 ± 0,4140
9'	0	1,180 ± 0,765	-0,1750 ± 0,8605	-0,2570 ± 0,4015

### Выводы

1. Поперечные деформации вдоль волокон практически не появляются, т. е.  $\varepsilon_{RL} \approx \varepsilon_{TL} \approx 0$ .
2. Поперечные деформации в радиальном и тангенциальном направлениях практически почти не появляются, т. е.  $\varepsilon_{LT} \approx \varepsilon_{LR} \approx 0$ .
3. Продольные деформации вдоль волокон практически не зависят от времени, т. е.  $\varepsilon_{LL} = \text{const}$ .
4. Поперечная деформация в радиальном направлении при «нагрузке» образцов в тангенциальном направлении ( $\varepsilon_{RT}$ ) практически не зависит от времени, а при «разгрузке» — не появляется.
5. Продольные деформации  $\varepsilon_{RR}$   $\varepsilon_{TT}$  и поперечная деформация  $\varepsilon_{RT}$  имеют ярко выраженные реологические свойства, которые качественно могут быть описаны при помощи модели Бюргерса.

### Литература

1. Калниньш А. И. Пластифицированная древесина. Вестник Академии Наук СССР, 1964, № 5.
2. C. Schuerch. Wood plasticization, Forest products Journal, Vol XIV, 1964, N 9.
3. Козулинъш Б. Б. Влияние некоторых факторов на продолжительность химической обработки древесных заготовок торцового гнущя. Труды ЛСХА, вып. XXII, 1968.
4. Калниньш А. И., Дарзиньш Т. А., Берзиньш Г. В. Новый способ производства пластифицированной древесины. Химическая переработка и защита древесины. Рига, 1964.
5. Берзиньш Г. В. Получение цельной пластифицированной древесины методом прокатки. Сб. НИИМаш, М., 1965.
6. R. E. Pentoney and R. W. Davidson. Rheology and the Study of wood, Forest Products Journal, 1962, N 5.
7. F. Kollmann. Rheologie und Strukturfestigkeit von Holz. Holz als Roh- und Werkstoff. 1961, N 3.

*И. Я. Эглайс, Г. В. Берзиньш*

## **Определение неdestructивным методом динамических модулей упругости, коэффициента Пуассона и декремента затухания пластифицированной древесины березы**

Использование усовершенствованных электронных приборов дало возможность применять для определения упругих свойств древесины более разнообразные методы.

В нашей стране и за рубежом, для исследования свойств древесины, очень широко применяют неdestructивные методы контроля, которые имеют некоторые преимущества по сравнению с обычными методами исследования [1, 2, 3, 4, 5, 6, 7].

К числу положительных достоинств нового метода можно отнести следующие отличительные особенности:

а) этот метод контроля не вызывает изменения свойств испытуемого материала;

б) имеется возможность полностью исследовать любое количество образцов.

Повторный контроль тех же образцов позволяет оценить влияние на качество образцов таких переменных факторов, как влагосодержание, температура и степень поражения грибками. По результатам измерений скорости распространения импульсных ультразвуковых волн (ИУВ), представляется возможность определить степень анизотропии, а также динамические свойства материала. Новая электронная аппаратура позволяет проводить исследования не только в условиях лаборатории, но и на объектах. Однако нельзя и переоценивать этот метод, так как всестороннее изучение свойств древесины возможно только при комплексном использовании как классических, так и новых неdestructивных методов исследований. Для того, чтобы избежать выводов по аналогии, которые очень часто используются при общепринятых методах определения физико-механических свойств древесины, в Институте химии древесины АН Латв. ССР проведена работа по определению упругих свойств пластифицированной древесины березы [19] с использованием резонансного метода и метода распространения продольных импульсных ультразвуковых волн. Метод ИУВ выбран потому, что по сравнению с методами рентгеноскопии и гаммаскопии, ультразвук в материале меньше поглощается и безвреден для обслуживающего персонала. Для определения упругих свойств материала чаще всего применяются продольные ИУВ, которые, распространяясь в материале, вызывают упругую деформацию, причем, колебательное состояние проявляется только в элементах микроструктуры материала. При распростране-

нии продольных ИУВ в призматическом образце пластифицированной древесины в аксиальном направлении возникают изменения в поперечных размерах образца, из чего можно сделать вывод, что поперечные размеры образца могут оказать значительное влияние на скорость распространения продольных ИУВ. Как показывают другие теоретические и практические исследования [8] по распространению продольных ИУВ, длина этих волн должна быть меньше поперечных размеров испытываемого образца. В таком случае образец можно считать бесконечно большим, и скорость продольной ИУВ можно вычислять по известной формуле:

$$C_{y\infty} = \sqrt{\frac{E_d(1-\mu)}{\rho \cdot (1+\mu)(1-2\mu)}}, \quad (1)$$

где  $C_{y\infty}$  — скорость распространения продольной ИУВ в неограниченной среде, *м/сек*;

$\rho$  — плотность материала, *кг/м<sup>3</sup>*;

$\mu$  — коэффициент Пуассона;

$E_d$  — динамический модуль продольной упругости, *н/т<sup>2</sup>*.

Для определения упругих свойств пластифицированной древесины березы был использован дефектоскоп ДУК-20.

С помощью ДУК-20 можно выполнить следующие исследования:

- 1) определить скорость продольных ИУВ;
- 2) выявить однородность материала;
- 3) обнаружить внутренние трещины;
- 4) определить резонансную частоту;
- 5) измерить ослабление сигнала в исследуемом материале.

Погрешность измерения времени распространения продольных ИУВ в интервале 20 *м/сек* и выше равна 0,05% ± 0,1 *м/сек*, частотный диапазон 1 ÷ 260 *кгц*, 800 *кгц*.

Как показывают предварительные исследования, данный прибор позволяет определить скорость продольных ИУВ в пластифицированной древесине березы.

При частоте 800 *кгц* полученные продольные ИУВ при распространении в пластифицированной древесине в аксиальном направлении  $L$  имеют длину 0,7—0,81 *см*, в радиальном  $R$  и тангенциальном  $T$  направлении — 0,2—0,3 *см*. Начиная уже с частоты 500 *кгц* и выше, у продольных ИУВ ярко выражена направленность пучка луча, что нельзя сказать о низких частотах. В настоящее время для определения упругих свойств древесины широко используют также резонансный метод. При использовании резонансного метода необходимо выбрать образцы с определенными размерами. Наилучшие показатели наблюдаются при применении образцов призматической формы квадратного сечения, длина которых превышает в 20—25 раз поперечный размер [9]. В случае выбора подобных образцов обеспечивается наибольшая точность измерений.

Наши исследования, основанные на резонансном методе, проводились по двум основным направлениям: определение резонансной частоты при колебаниях продольных волн и резонансной частоты изгибных волн с одновременным определением логарифмического декремента затухания  $\delta$  и коэффициента механической добротности  $Q$ .

В публикациях ряда авторов [10, 11, 12] высказаны предположения о том, что древесину, с известным приближением, можно отнести к ор-



тотропному материалу с тремя направлениями симметрии ( $L, R, T$ ), подобными симметрии ромбического кристалла. В связи с этим, имеется возможность частично применять теоретические выводы кристаллофизики и в данном исследовании.

Общепринято считать, что аксиальное направление древесного ствола  $L$  совпадает с кристаллографической осью  $z$ , радиальное направление  $R$  — с осью  $x$ , а тангенциальное направление  $T$  — с осью  $y$ , ортогонально осям  $x$  и  $y$ . Для того, чтобы выяснить степень анизотропии обыкновенной древесины березы и пластифицированной древесины березы, были проведены измерения скорости продольной ИУВ в трех основных плоскостях:  $LT$  (аксиально-тангенциальной);  $LR$  (аксиально-радиальной) и  $RT$  (радиально-тангенциальной). Измерения проводились согласно разработанной методике [13] импульсных продольных ультразвуковых волн с частотой 800 кГц, при температуре окружающей среды  $T = 293^\circ \text{K}$  и влажности испытуемых образцов 3—5%. На рис. 1 в полярных координатах показано изменение скорости  $C$  продольных ИУВ в плоскости  $LT$  через каждые  $5^\circ$  в шаре из натуральной березы при  $\rho = 590 \text{ кг/м}^3$ , и в шаре из пластифицированной древесины березы  $C_n$ , при  $\rho = 1200 \text{ кг/м}^3$ . Из полярной диаграммы на рис. 1 видно, что самая

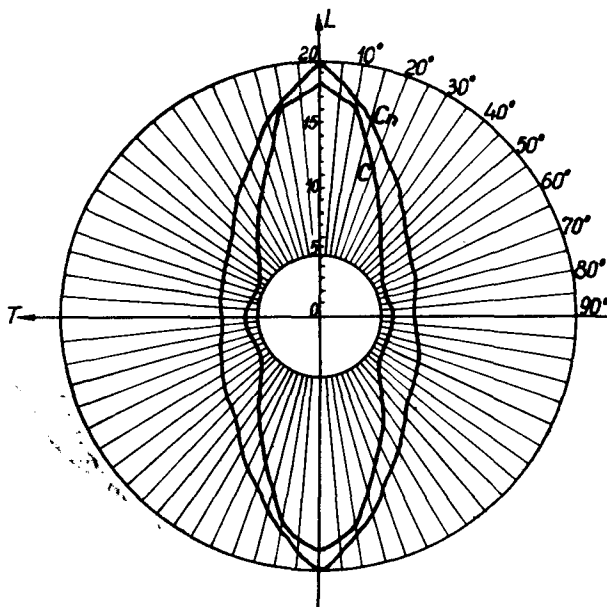


Рис. 1. Изменение скорости продольных ИУВ в шаре натуральной и пластифицированной древесины березы в полярных координатах  $LT$  плоскости, через каждые  $5^\circ$ :

$C$  — скорость ИУВ в натуральной;  $C_n$  — скорость ИУВ в пластифицированной древесине

большая скорость ультразвука в любой точке плоскости  $LT$  наблюдается у пластифицированной древесины. Особо ярко это явление наблюдается в тангенциальном направлении. На рис. 2 в полярных координатах показано изменение скоростей ИУВ ( $C, C_n$ ) в плоскости  $LR$  упомянутых шаров. Самые высокие показатели скорости распространения ИУВ отмечены у пластифицированной древесины в аксиальном на-

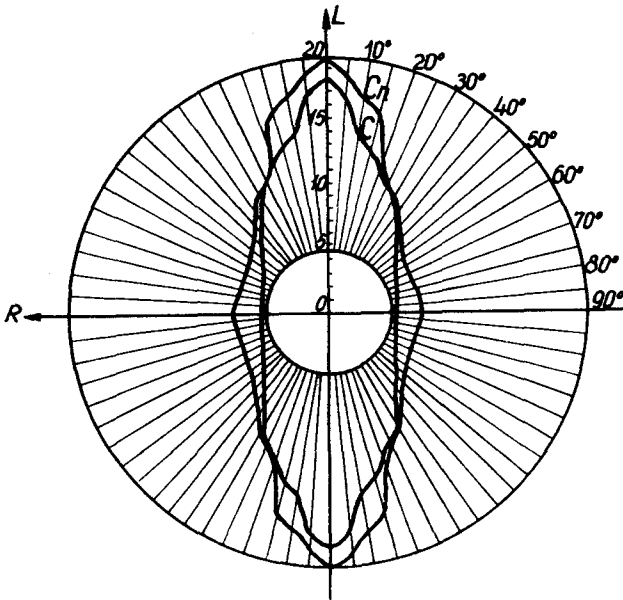


Рис. 2. Изменения скорости продольных ИУВ в шарах натуральной и пластифицированной древесины березы в полярных координатах  $LR$  плоскости, через каждые  $5^\circ$

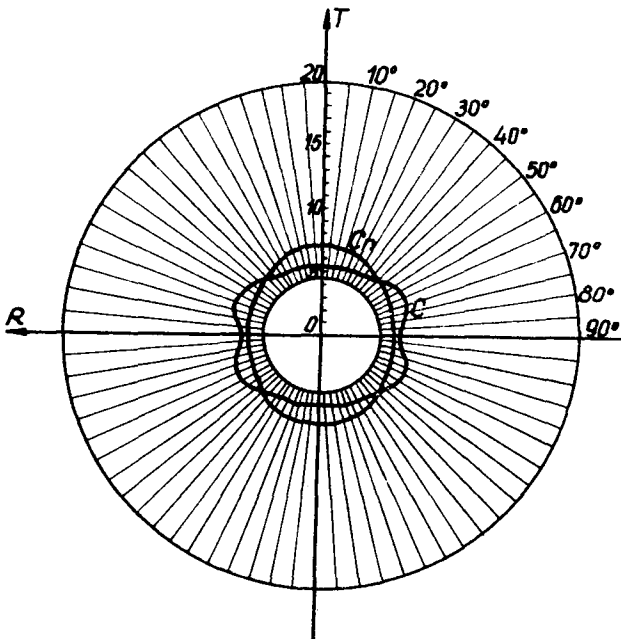


Рис. 3. Изменения скорости продольных ИУВ в шарах натуральной и пластифицированной древесины березы в полярных координатах  $TR$  плоскости, через каждые  $5^\circ$

правлении  $L$ , но с отклонением от аксиальной оси на  $25-30^\circ$ . Самые высокие показатели скорости у натуральной древесины березы. При сравнении полярных диаграмм на рис. 1, 2 можно сделать вывод, что между скоростями в направлении  $R$  и  $T$  до пластификации и после нее в некоторой мере произошла инверсия, вызванная, очевидно, процессом пластификации. Возникает вопрос о возможности из-

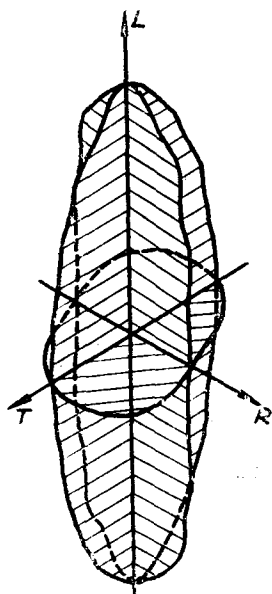


Рис. 4. Пространственное тело, показывающее пространственную анизотропию в зависимости от распространения продольных ИУВ в шаре из пластифицированной древесины при плотности  $\rho = 1140 \text{ кг/м}^3$

готвления материала, свойства которого совпадали бы как в радиальном, так и в тангенциальном направлении. На полярной диаграмме (рис. 3) отражены изменения скоростей импульсов продольных ультразвуковых волн в плоскости  $TR$ . Если наибольшие скорости ИУВ в натуральной древесине березы в радиальном направлении, то в пластифицированной древесине — в тангенциальном направлении. Углы  $45^\circ + \frac{\pi}{2} \cdot n$ , где  $n=1; 2; 3$ ; являются как бы разграничивающими углами, которые от-

деляют одно направление от другого. Как видно из полярных диаграмм, измерение скоростей ИУВ дает нам важную информацию о степени анизотропии исследуемых образцов в трех основных плоскостях через каждые  $5^\circ$ .

Зная функциональную связь между скоростью распространения импульсных продольных ультразвуковых волн и динамическим модулем продольной упругости (формула 1), можно определить большинство необходимых констант упругости. Таким образом, измерение скоростей продольных ИУВ может лечь в основу исследования степени анизотропии нового древесного материала — пластифицированной древесины. Как показывают все полярные диаграммы сравнения натуральной березы с пластифицированной, получен новый материал с повышенными упругими свойствами и определенной степенью анизотропии. По данным скоростей трех полярных диаграмм сконструировано (рис. 4) пространственное тело, показывающее пространственную ани-

зотропию пластифицированной древесины. Скорости распространения продольных ИУВ в натуральной и пластифицированной березе имеют следующие зависимости:

$$\text{Для натуральной березы } C_L > C_R > C_T$$

$$\text{Для пластифицированной } C_{L_n} > C_{T_n} > C_{R_n}$$

или следующие соотношения:

$$\frac{C_{L_n}}{C_L} > 1; \quad \frac{C_{T_n}}{C_T} > 1; \quad \frac{C_{R_n}}{C_R} > 1.$$

Как известно, по скорости распространения ИУВ невозможно сразу определить динамический модуль продольной упругости, не зная коэффициента Пуассона. Для определения коэффициента Пуассона использован резонансный метод. Зная значение скоростей ИУВ и динамиче-

ский модуль упругости, можно рассчитать коэффициент Пуассона  $C_{y\infty}$  по формуле (1)

$$C_{y\infty} = \frac{E_d(1-\mu)}{\rho(1+\mu)(1-2\mu)},$$

откуда

$$\frac{C^2 \cdot \rho}{E_d} = \frac{1-\mu}{(1+\mu)(1-2\mu)}.$$

Обозначив  $\frac{C^2 \cdot \rho}{E_d} = K$ , получим уравнение второй степени:

$$2K\mu^2 + \mu(K-1) - (K-1) = 0.$$

Резонансный метод, как известно, основан на определении частот собственных колебаний образцов из пластифицированной древесины березы.

При изменении частоты вынужденных колебаний наступает момент, когда частота этих колебаний совпадает с собственной частотой колебаний образца, то-есть возникает резонанс, характеризующийся максимальной амплитудой и образованием стоячих волн. При использовании этого метода контроля в исследуемом образце не происходят структурные изменения, так как в данном случае вынужденные колебания не вызывают значительного механического напряжения. При этом методе

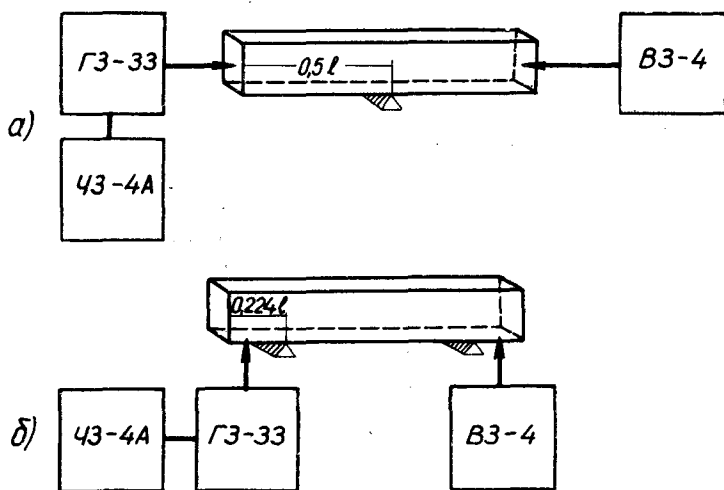


Рис. 5. Блок-схемы установки для резонансных испытаний образцов пластифицированной древесины березы:  
а — для резонанса продольных колебаний; б — для резонанса изгибных колебаний

частота собственных колебаний зависит от расположения массы, упругих свойств и геометрических размеров образца. В зависимости от характера вибраций мы можем вызвать в образце продольные или изгибные колебания. Применяя резонансный метод, необходимо выбрать образцы с такими геометрическими размерами, чтобы резонансная частота продольных волн не совпадала с резонансной частотой изгибных волн, и, по возможности, больше отличалась одна от другой.

Для резонансных измерений были использованы схемы, изображенные на рис. 5 а, б.

При возбуждении изгибных волн опора образца расположена на расстоянии, равном  $0,224l$  от торцов, а при возбуждении продольных волн — в середине образца на  $0,5l$ . От сигнального генератора ГЗ-33 синусоидальное электрическое напряжение подается на электромагнитные преобразователи, которые при помощи пластинок из пермаллоя ( $10 \times 10 \times 0,3$  мм), прикрепленных пластилином к образцу, вызывают колебания самих испытываемых образцов.

Меняя частоту сигнального генератора, добиваемся резонанса вынужденных и собственных колебаний образца. При этом электрические колебания приемного преобразователя подводятся к ламповому милливольтметру ВЗ-4. Частота колебаний сигнального генератора в момент резонанса определяется при помощи электронного измерителя частот ЧЗ-4А. Выбранные для испытаний образцы имели размеры  $500 \times 20 \times 20$  мм. Динамические модули упругости резонансным методом были вычислены согласно литературным данным [14, 15] по формулам:

динамический модуль упругости продольных волн

$$E_{дп} = 399,84 \frac{P \cdot l \cdot f_n^2}{hb} \text{ н/м}^2 \quad (2^*)$$

динамический модуль упругости изгибных волн

$$E_{дн} = \frac{0,9464 f_n^2 \cdot \rho \cdot l^4}{h^2}, \text{ н/м}^2 \quad (3)$$

где  $f$  — соответствующая резонансная частота,  $гц$ ;  
 $h$  — толщина образца,  $м$ ;  
 $b$  — ширина образца,  $м$ ;  
 $l$  — длина образца,  $м$ ;  
 $P$  — вес образца,  $кг$ ;  
 $\rho$  — плотность образца,  $кг/м^3$ .

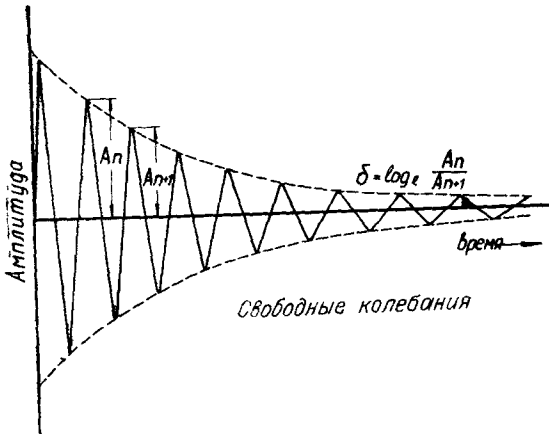


Рис. 6. Затухание свободных колебаний в зависимости от времени

где  $A_n$  — амплитуда колебаний  $n$ -го цикла, а  $A_{n+1}$  амплитуда колебаний  $(n+1)$ -го цикла. Из этой зависимости видно, что логарифмический декремент затухания является мерой скорости утраты энергии за один цикл (рис. 6).

Методы измерений резонансной частоты при определении динамических показателей материала достаточно подробно изложены в работе [14].

Применение резонансного метода дает возможность определить логарифмический декремент затухания колебаний, а также — коэффициент механической добротности, которые могут быть использованы для оценки качества пластифицированной древесины по формуле

$$\delta = \log_e \frac{A_n}{A_{n+1}},$$

\* В формулу введены коэффициенты для перехода от  $кг/см^2$  на  $н/м^2$ .

Логарифмический декремент затухания как для продольных, так и для изгибных колебаний определяется по формуле:

$$\delta = \pi \frac{f_2 - f_1}{f_0},$$

где  $f_0$  — резонансная частота;

$f_2, f_1$  — частоты выше и ниже резонансной.

Тогда амплитуда колебаний для частот  $f_1$  и  $f_2$  (рис. 7) имеет значение:

$$A = \frac{A_{n \text{ макс}}}{\sqrt{2}} = 0,707 A_{n \text{ макс}}.$$

Коэффициент механической добротности  $Q$  определяется по формуле

$$Q = \frac{\pi}{\delta}.$$

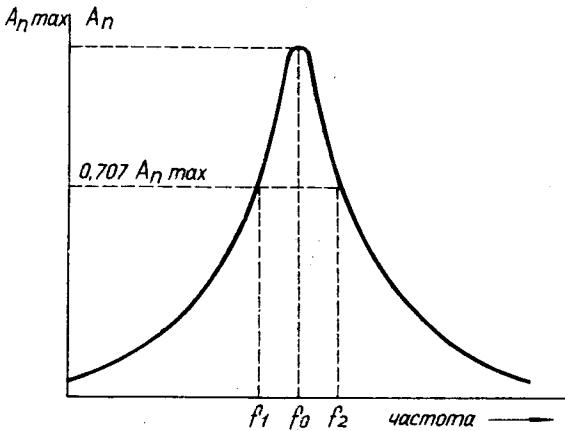


Рис. 7. Амплитуда вынужденных колебаний в зависимости от частоты:

$A_{\text{макс}}$  — максимальная амплитуда при резонансе;  
 $f_0$  — резонансная частота;  $f_2, f_1$  — частоты, имеющие значение  $0,707 A_{n \text{ макс}}$

Последовательность проведения испытаний и определяемые показатели даны в табл. 1.

Таблица 1

Виды испытаний	Размер образца, мм	Определяемые показатели
Ультразвуковые . . . . .	500×20×20	$C_{y\infty}, \mu$
Резонансные (продольные колебания) . . . . .	500×20×20	$C_n; E_{дн}; Q_n; \delta_n$
Резонансные (изгибные колебания) . . . . .	500×20×20	$C_u; E_{дн}; Q_u; \delta_u$

Результаты испытаний динамических свойств пластифицированной древесины березы даны в табл. 2, 3.

Таблица 2

Плотность $\rho$ кг/м <sup>3</sup>	Резонансная частота продольных волн $f_0$ гц	$f_2$	$f_1$	Логарифмический декремент затухания $\delta_n$	Коэффициент механической добротности $Q_n$	Резонансная частота изгибных волн $f_0$ гц	$f_2$	$f_1$	Логарифмический декремент затухания $\delta_u$	Коэффициент механической добротности $Q_u$
860	5885	5940	5830	0,0569	53,5	438	442	434	0,0571	54,72
990	5770	5800	5725	0,0405	76,9	442	444	438	0,0427	73,63
1000	6000	6045	5980	0,0339	92,3	473	475	470	0,0329	94,68
1120	6150	6175	6130	0,0229	136,6	493	495	491	0,0254	123,22

Таблица 3

Плотность $\rho$ кг/м <sup>3</sup>	Динамический модуль упругости $E_{дп} \cdot 10^8$ н/м <sup>2</sup>	Динамический модуль упругости $E_{дн} \cdot 10^8$ н/м <sup>2</sup>	Скорость распространения продольных волн $C_n$ м/сек	Скорость распространения изгибных волн $C_u$ м/сек	Скорость продольных ИУВ $C_{ув}$ м/сек	Коэффициент Пуассона $\mu$
860	297	243	5885	438	6510	0,26
990	329	286	5770	442	6385	0,26
1000	359	330	6000	473	6502	0,23
1120	425	402	6150	493	6666	0,23

Экспериментальные данные показывают, что динамические свойства образцов пластифицированной древесины различны. Чем плотнее материал, тем выше значения динамического модуля упругости.

Как видно из табл. 2 пластифицированная древесина березы имеет значения логарифмического декремента затухания, начиная с плотности 990 кг/м<sup>3</sup>, меньше указанных, что подтверждает высокие упругие свойства пластифицированной древесины. Как показано в табл. 4, дина-

Таблица 4

Порода	Плотность, кг/м <sup>3</sup>	Статический модуль упругости при сжатии в аксиальном направлении $E \cdot 10^8$ н/м <sup>2</sup>	Динамический модуль упругости $E_{дп} \cdot 10^8$ н/м <sup>2</sup>	Динамический модуль упругости $E_{дн} \cdot 10^8$ н/м <sup>2</sup>
Пластифицированная древесина березы	860	—	297,0	243,0
	930	242,0	—	—
	990	—	329,0	286,0
	1000	—	359,0	330,0
	1010	308,0	—	—
	1120	—	425,0	402,0
	1130	355,7	—	—

мические модули продольной упругости при резонансных испытаниях продольными и изгибными колебаниями и статические модули упругости сжатия, полученные классическими методами испытаний [18], сравнимы между собой.

## Выводы

1. Соотношение между скоростями распространения продольных ИУВ в натуральной и пластифицированной древесине березы в трех главных направлениях симметрии имеет вид:

$$\frac{C_{L_n}}{C_L} > 1; \quad \frac{C_{T_n}}{C_T} > 1; \quad \frac{C_{R_n}}{C_R} > 1.$$

2. Полярные диаграммы позволяют сравнивать акустические свойства натуральной и пластифицированной древесины березы, имеющие определенную связь с динамическим модулем упругости, а также — в определенной мере — судить о степени анизотропии материала.

3. Увеличение плотности пластифицированной древесины вызывает рост динамического модуля упругости

$$E_{дн} = 297 \cdot 10^8 \div 425 \cdot 10^8 \text{ н/м}^2,$$

$$E_{дн} = 243 \cdot 10^8 \div 402 \cdot 10^8 \text{ н/м}^2 \quad \text{при } \rho = 860 \div 1120 \text{ кг/м}^3.$$

4. Логарифмический декремент затухания с увеличением плотности пластифицированной древесины уменьшается

$$\delta_n = 0,0569 \div 0,0229; \quad \delta_u = 0,0571 \div 0,0254,$$

а коэффициент механической добротности одновременно повышается

$$Q_n = 53,5 \div 136,6; \quad Q_u = 54,72 \div 123,22.$$

5. Коэффициент Пуассона для пластифицированной древесины с плотностью  $\rho = 860 \div 1120 \text{ кг/м}^3$  находится в пределах  $\mu = 0,23 \div 0,26$ .

6. Разработанный метод с использованием шара пластифицированной древесины позволяет характеризовать пространственную анизотропию материала и по сравнению с известными методами исследований является более прогрессивным.

## Литература

1. F. Kollmann. Relationship between elasticity and bending strength of wood. Proceedings of Second Symposium on Nondestructive testing of wood. April, 1965 Spokane, Washington.
2. I. D. G. Lee. A non-destructive method for measuring the elastic anisotropy of wood using an ultrasonic pulse technique. Journal of the Institute of wood Science, N 1, March, 1958.
3. R. F. S. Hearmon. Non-destructive Tests to Evaluate the Physical and Mechanical Properties of wood and Wood Products. Forest Products, Fifth World Forestry Congress Proceedings vol II, 1960.
4. J. Benicak. Nedestruktivne skusanie dreva dyhanickymi metodami. Drevarsky vyskum N 3, 1962.
5. Уголев Б. Н. Испытания древесины и древесных материалов. М., 1965.
6. Лакатош Б. К. Дефектоскопия древесины. М., 1966.
7. Эглайс И. Я., Берзиньш Г. В. Использование ультразвука в дефектоскопии пластифицированной древесины. Исследования по механике стрительных материалов и конструкции. Рижский политехнический институт. Вып. II, Рига, 1967.



8. Пименов В. В., Грабис Я. Р., Сергеев О. Е., Дзенис В. В. Влияние геометрических размеров образцов твердеющего бетона на скорость распространения продольных волн. Исследования по механике строительных материалов и конструкций. Рижский политехнический институт. Вып. II, Рига, 1967.

9. Баженов В. А. Динамический модуль упругости древесины как показатель ее физических и механических свойств. Тр. ин-та Леса АН СССР. Т. IX, М., изд-во АН СССР, 1953.

10. Ашкенази, Е. К. Прочность анизотропных древесных и синтетических материалов. Лесная промышленность, 1966.

11. Александров К. С. Измерения упругих постоянных древесины импульсным методом. Труды ин-та леса и древесины АН СССР. Т. I, 1962.

12. I. D. G. Lee. Non destructive testing of wood by vibration Methods The Simber development association LTD, London, 1958.

13. Эглайс И. Я., Берзиньш Г. В. Исследование некоторых акустических свойств химически обработанной уплотненной древесины неdestructивным методом. Вопросы теории технологии и применения уплотненной древесины. Научные труды, № 111. Изд. ЛТА, 1968.

14. D. G. Miller. Forest Products Journal, Vol XII, 1962, N 8.

15. Крылов Н. А. Электронно-акустические и радиометрические методы испытания материалов и конструкций. Государственное издательство литературы по строительству, архитектуре и строительным материалам. Ленинград, 1963.

16. E. Pohl. Zerstörungsfreie Prüfmethoden für Beton VEB Verlag, 1966, Berlin.

17. Солдатенок В. В., Ковтун О. Н. Акустические методы контроля физико-механических свойств древесины. Автоматизация и механизация процессов деревообработки. Киев, 1966.

18. Румба А. Э., Берзиньш Г. В. Изменение модулей Юнга обработанной аммиаком уплотненной древесины березы в зависимости от ее плотности. Вопросы теории, технологии и применения уплотненной древесины. Научные труды, № 111, изд. ЛТА, Л., 1968.

19. Калниньш А. И., Дарзиньш Т. А., Берзиньш Г. В. Новый способ производства пластифицированной древесины. Химическая переработка и защита древесины. Рига, 1964.

А. Э. Румба, К. А. Роценс, Г. В. Берзиньш

### Изменение основных упругих деформативных характеристик уплотненной древесины березы, обработанной аммиаком, в зависимости от ее плотности

Применение законов теории упругости анизотропного тела к расчету элементов из уплотненной древесины, а также разработка разных теорий и способов обработки уплотненной древесины невозможны без знания законов ее деформирования.

Некоторые упругие постоянные для уплотненной древесины березы, обработанной аммиаком, отражены в работе [1]. Однако до сих пор нет экспериментальных данных о величинах модулей сдвига и соотношениях между модулями продольной упругости в аксиальном направлении для случаев одноосного сжатия, растяжения и изгиба.

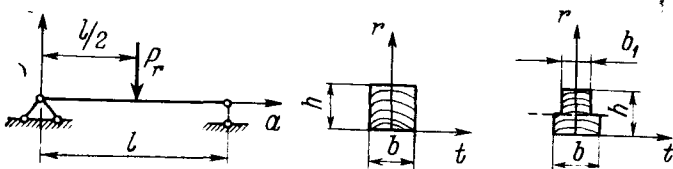


Рис. 1. Схема нагружения образца

При изгибе балок с малой сдвиговой жесткостью полный прогиб, как известно, состоит из прогиба, вызванного изгибающим моментом, и прогиба, вызванного поперечной силой. Например, в случае изгиба образца силой, приложенной посередине образца параллельно оси  $r$  (рис. 1), полный прогиб в середине пролета вычисляется по формуле:

$$f_r = \frac{P_r l^3}{48E_{a(n)}I} + \frac{\alpha P_r l}{4G_{ra}F}, \quad (1)$$

где  $P_r$  — сила, приложенная параллельно оси  $r$ ;

$l$  — расстояние между опорами;

$E_{a(n)}$  — модуль продольной упругости в направлении оси  $a$  при изгибе;

$I$  — момент инерции сечения относительно нейтральной оси;

$\alpha$  — коэффициент формы сечения;

$G_{ra}$  — модуль сдвига, характеризующий изменения углов между направлениями  $r$  и  $a$ ;

$F$  — площадь поперечного сечения образца.

Для образцов с прямоугольными поперечными сечениями формулу (1) можно преобразовать в вид:

$$f_r = \frac{P_r}{4b\xi^3} \left[ \frac{1}{E_{a(n)}} + \frac{1,2\xi^2}{G_{ra}} \right], \quad (2)$$

где  $b$  — ширина образца:

$$\xi = \frac{h}{l};$$

$h$  — высота образца.

Модуль продольной упругости при изгибе  $E_{a(n)}$  и модуль сдвига  $G_{ra}$  можно определить из системы уравнений, полученной для двух образцов различной относительной высоты:

$$\begin{cases} f_{r_1} = \frac{P_r}{4b\xi_1^3} \left[ \frac{1}{E_{a(n)}} + \frac{1,2\xi_1^2}{G_{ra}} \right] \\ f_{r_2} = \frac{P_r}{4b\xi_2^3} \left[ \frac{1}{E_{a(n)}} + \frac{1,2\xi_2^2}{G_{ra}} \right] \end{cases} \quad (3)$$

Решая эту систему, получили:

$$G_{ra} = \frac{1,2P_r(\xi_1^2 - \xi_2^2)}{4b(f_{r_1}\xi_1^3 - f_{r_2}\xi_2^3)}, \quad (4)$$

$$E_{a(n)} = \left[ \xi_2^2 \left( \frac{4bf_{r_2}\xi_2}{P_r} - \frac{1,2}{G_{ra}} \right) \right]^{-1}. \quad (5)$$

Аналогично можно получить формулу для расчета модуля сдвига  $G_{ta}$ , характеризующего изменения углов между направлениями  $t$  и  $a$ .

Для определения  $G_{ra}$  и  $G_{ta}$  в зависимости от плотности  $\rho$  были изготовлены образцы из натуральной древесины березы и из уплотненной древесины березы, обработанной аммиаком, технология изготовления которой достаточно подробно описана в работе [1].

Для испытаний использовали образцы, изготовленные в виде брусьев квадратного сечения с размерами  $20 \times 20 \times 300$  мм (последний размер по длине волокон). Годовые слои на торцовых поверхностях были строго параллельны одной паре противоположных граней и перпендикулярны другой. Правильность и точность изготовления образцов соответствовала ГОСТ 11484—65, за исключением отклонений по длине, величина которых составляла  $\pm 1$  мм.

Образцы до испытаний в течение трех месяцев выдерживались при температуре  $18 \pm 2^\circ \text{C}$  и приобрели стабильную влажность.

Испытания проводились на испытательной машине ФМ-1000 с ценой деления шкалы 0,5 кГ при температуре  $18 \pm 2^\circ \text{C}$  и  $\xi = 0,125$ ,  $\xi = 0,0834$ .

Каждый образец подвергался шестикратному нагружению в середине пролета в пределах от 20 до 60 кГ на весь образец (при плотности образца  $\rho \leq 0,8 \text{ г/см}^3$ ), в пределах от 20 до 80 кГ (при плотности образца  $0,8 < \rho \leq 1,1 \text{ г/см}^3$ ) и в пределах от 20 до 100 кГ на весь образец при  $\rho > 1,1 \text{ г/см}^3$ .

Нагружение производилось равномерно со средней скоростью  $500 \pm 100 \text{ кГ/мин.}$

Отсчеты по индикатору, соответствующие верхнему и нижнему пределам нагружения, снимались с точностью до 0,001 мм. Из послед-

них трех отсчетов по индикатору отдельно для верхнего и нижнего пределов нагружения вычислялась средняя арифметическая величина.

Разность между отсчетами при верхнем и нижнем пределах нагружения дает величину приращения деформации за принятый интервал нагрузки.

Используя формулу (4), рассчитаны модули сдвига  $G_{ra}$  при разных величинах плотности образцов. Полученные результаты графически изображены на рис. 2.

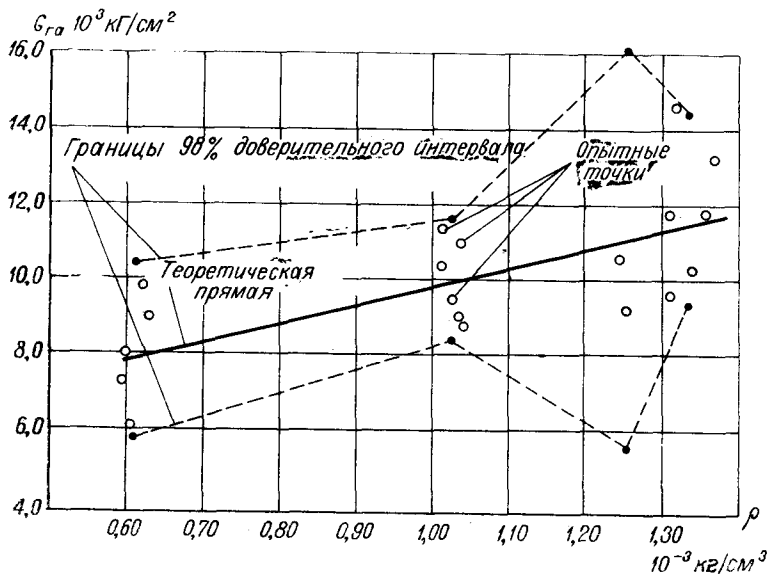


Рис. 2. Зависимость модуля сдвига  $G_{ra}$  от плотности

Используя экспериментально полученные точки и способ вычисления корреляционных уравнений Чебышева [2] получили линейное уравнение:

$$G_{ra} = G_{ra}^{(0)} [1 + 10^3 k_{ra} (\rho - \rho_0)], \quad (6)$$

где  $G_{ra}^{(0)}$  — модуль сдвига натуральной древесины,  $\text{кг/см}^2$ ;  
 $k_{ra} = 0,63 \text{ см}^3/\text{кг}$  — коэффициент, характеризующий изменение модуля сдвига  $G_{ra}$  в зависимости от плотности;  
 $\rho_0$  — плотность натуральной древесины,  $\text{кг/см}^3$ .

Основная ошибка критерия линейности равняется 0,165.

Экспериментально полученные точки модуля сдвига  $G_{ta}$  (рис. 3) также удовлетворяют критерий линейности и получается аналогичное уравнение:

$$G_{ta} = G_{ta}^{(0)} [1 + 10^3 k_{ta} (\rho - \rho_0)], \quad (7)$$

где  $k_{ta} = 2,45 \text{ см}^3/\text{кг}$  — коэффициент, характеризующий изменение модуля сдвига  $G_{ta}$  в зависимости от плотности.

Основная ошибка критерия линейности для  $G_{ta}$  равна 0,079.

На основании формулы (5) были рассчитаны модули продольной упругости  $E_{a(n)}$  при разных величинах плотности образцов (рис. 4).

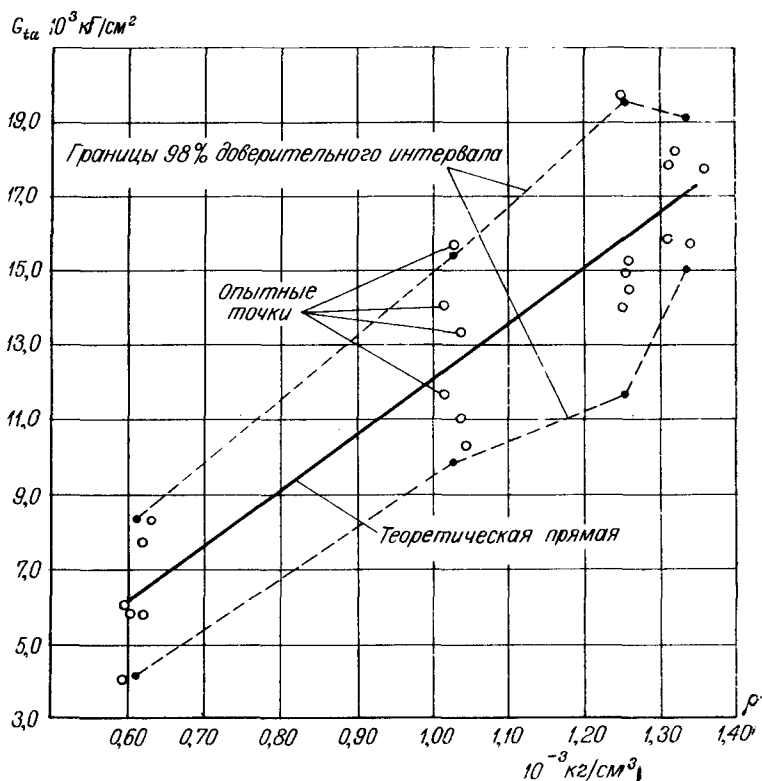


Рис. 3. Зависимость модуля сдвига  $G_{1a}$  от плотности

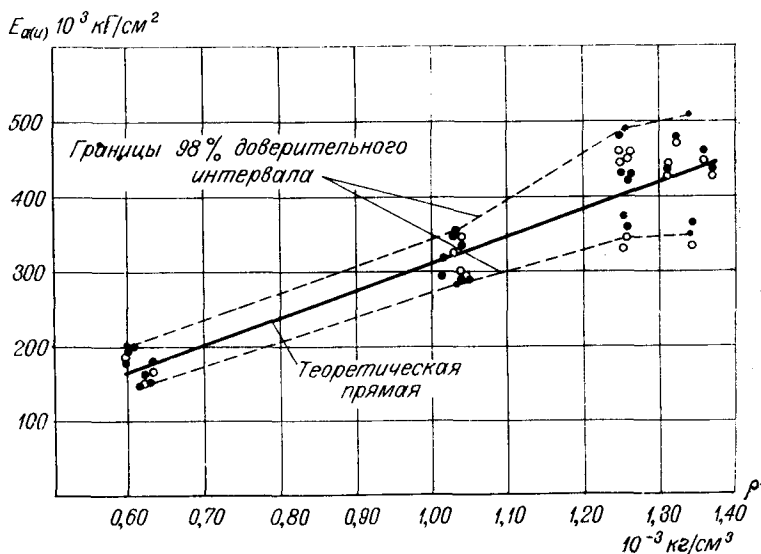


Рис. 4. Зависимость модуля продольной упругости  $E_{a(n)}$  от плотности:

○ — опытные точки при тангенциальном изгибе;

● — опытные точки при радиальном изгибе

Таблица 1

Интервал плотности $\rho$ $10^{-3} \text{ кг/см}^3$	Средняя плотность $\rho_{\text{ср}}$ $10^{-3} \text{ кг/см}^3$	Количество образцов, шт.	$G_{\text{пл}}$ $10^3 \text{ кг/см}^2$	Среднеквадрати- ческое отклоне- ние, $10^3 \text{ кг/см}^2$	Кoeffи- циент ва- риации, %	Средняя ошибка, $10^3 \text{ кг/см}^2$	Показатель точности, %	Верхняя граница 98% доверитель- ного интервала, $10^3 \text{ кг/см}^2$	Нижняя граница 98% доверитель- ного интервала, $10^3 \text{ кг/см}^2$
0,596—0,633	0,613	5	8,02	1,43	17,9	0,64	7,9	10,42	5,62
1,012—1,042	1,027	6	9,98	1,18	11,8	0,48	4,8	11,60	8,36
1,245—1,259	1,253	3	10,78	1,32	12,3	0,76	7,1	16,10	5,46
1,310—1,368	1,334	6	11,88	1,86	15,6	0,76	6,4	14,44	9,33

Таблица 2

Интервал плотности $\rho$ $10^{-3} \text{ кг/см}^3$	Средняя плотность $\rho_{\text{ср}}$ $10^{-3}$ $\text{кг/см}^3$	Количество образцов, шт.	$G_{\text{пл}}$ $10^3 \text{ кг/см}^2$	Среднеквадрати- ческое отклоне- ние, $10^3 \text{ кг/см}^2$	Кoeffи- циент ва- риации, %	Средняя ошибка, $10^3 \text{ кг/см}^2$	Показатель точности, %	Верхняя граница 98% доверитель- ного интервала, $10^3 \text{ кг/см}^2$	Нижняя граница 98% доверитель- ного интервала, $10^3 \text{ кг/см}^2$
0,596—0,633	0,613	6	6,26	1,52	24,4	0,62	9,9	8,35	4,16
1,012—1,042	1,027	6	12,62	2,03	16,0	0,83	6,5	15,41	9,84
1,245—1,259	1,253	5	15,66	2,30	14,7	1,03	6,6	19,51	11,71
1,310—1,368	1,334	5	17,04	1,19	7,0	0,53	3,1	19,03	15,05

Экспериментально полученные точки также удовлетворяют критерию линейности, следовательно корреляционная зависимость  $E_{a(n)}$  от плотности является линейной и, следовательно, может быть выражена уравнением первого порядка

$$E_{a(n)} = E_{a(n)}^{(0)} [1 + 10^3 k_{a(n)} (\rho - \rho_0)], \quad (8)$$

где  $k_{a(n)} = 2,13 \text{ см}^3/\kappa\Gamma$  — коэффициент, характеризующий изменение модуля продольной упругости в аксиальном направлении при изгибе.

При этом основная ошибка критерия линейности для  $E_{a(n)}$  равна 0,051.

Результаты статистической обработки и границы доверительных интервалов [3] экспериментальных данных  $G_{ra}$ ,  $G_{ta}$  и  $E_{a(n)}$  приведены в табл. 1, 2, 3.

Таблица 3

Средняя плотность $\rho_{\text{ср}}$ $10^{-3} \text{ кг/см}^3$	Количество образцов, шт.	$E_{a(n)}$ $10^3 \text{ кг/см}^2$	Среднеквадратическое отклонение, $10^3 \text{ кг/см}^2$	Коэффициент вариации, %	Средняя ошибка, $10^3 \text{ кг/см}^2$	Показатель точности, %	Верхняя граница 98% доверительного интервала, $10^3 \text{ кг/см}^2$	Нижняя граница 98% доверительного интервала, $10^3 \text{ кг/см}^2$
0,613	12	174,2	19,51	11,2	5,6	5,2	205,7	142,7
1,027	10	313,0	23,0	7,3	7,3	2,3	350,5	285,5
1,253	12	415,0	50,6	12,2	14,6	3,5	487,2	342,8
1,334	11	427,3	44,1	10,3	13,3	3,1	506,2	348,4

Как известно, для древесины березы  $E_{a(p)} > E_{a(сж)}$ , где  $E_{a(p)}$  и  $E_{a(сж)}$  — модули продольной упругости в направлении оси  $a$  при растяжении и сжатии.

Из этого следует, что  $E_{a(n)}$  в формуле (1) зависит от  $E_{a(p)}$  и  $E_{a(сж)}$  при данной плотности древесины.

Если воспользоваться теорией расчета балок, имеющих равные модули продольной упругости при сжатии и растяжении, согласно которой удлинения и укорочения продольных волокон пропорциональны расстояниям от нейтральной оси, то мы должны переходить на тавровое поперечное сечение (см. рис. 1), т. е. толщина стенки над нейтральной осью должна быть следующей:

$$b_1 = \frac{b E_{a(сж)}}{E_{a(p)}}. \quad (9)$$

Таким образом, задача сводится к изгибу балки с преобразованным сечением, имеющей лишь один модуль продольной упругости, т. е.  $E_{a(p)}$ .

Используя вышесказанное, формулу (1) можно переписать:

$$f_r = \frac{P_r l^3}{48 E_{a(p)} I_{np}} + \frac{\alpha P_r l}{4 G_r F}. \quad (10)$$

Момент инерции преобразованного сечения, относительно его нейтральной оси, как известно, определяется в данном случае по формуле:

$$I_{np} = \frac{b_1 \cdot (h - a)^3 + b \cdot a^3}{3}, \quad (11)$$

где

$$a = \frac{2bh + 2h \sqrt{b^2 - b_1^2} + bb_1}{2(b_1 - b)}. \quad (12)$$

Из формул (1) и (10) видно, что

$$E_{a(n)} = \frac{E_{a(p)} I_{np}}{I}, \quad (13)$$

где величина  $I_{np}$ , как следует из равенства (9), зависит от  $E_{a(p)}$  и  $E_{a(сж)}$ .

Для проверки правильности выражения (13) те же образцы были испытаны на растяжение. Испытания проводились на универсальной испытательной машине ZDMU—30 с ценой деления шкалы 10 кг. Нагружение образцов производилось равномерно со средней скоростью  $250 \pm 50$  кг/см<sup>2</sup>·мин.

Каждый образец подвергался шестикратному нагружению в интервале от 60 до 180 кг/см<sup>2</sup> при плотности образца  $\rho \leq 0,8$  г/см<sup>3</sup>, в пределах от 60 до 220 кг/см<sup>2</sup> при плотности образца  $0,8 < \rho \leq 1,1$  г/см<sup>3</sup> и в пределах от 60 до 250 кг/см<sup>2</sup> при  $\rho > 1,1$  г/см<sup>3</sup>.

Экспериментально полученные модули продольной упругости в аксиальном направлении при растяжении  $E_{a(p)}$  (рис. 5) и сжатии  $E_{a(сж)}$

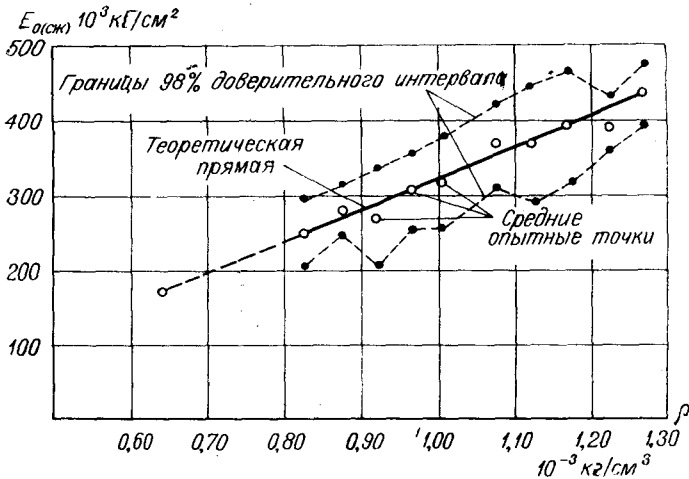


Рис. 5. Зависимость модуля продольной упругости  $E_{a(p)}$  от плотности

(рис. 6) [1] удовлетворяют критерию линейности, т. е. получается следующие корреляционные уравнения:

$$E_{a(p)} = E_{a(p)}^{(0)} [1 + 10^3 k_{a(p)} (\rho - \rho_0)]; \quad (14)$$

$$E_{a(сж)} = E_{a(сж)}^{(0)} [1 + 10^3 k_{a(сж)} (\rho - \rho_0)], \quad (15)$$

где  $k_{a(p)} = 1,97 \text{ см}^3/\text{кг}$ ,

$k_{a(сж)} = 2,63 \text{ см}^3/\text{кг}$ .

Основная ошибка критерия линейности для  $E_{a(p)}$  равняется 0,102, а для  $E_{a(сж)}$  — 0,309. Результаты статистической обработки опытных данных  $E_{a(p)}$  и  $E_{a(сж)}$  приведены в табл. 4 и 5. Из экспериментально полученных величин  $E_{a(p)}$  и  $E_{a(сж)}$ , используя формулы (13), определены теоретические величины  $E_{a(n)}$ . Полученные результаты графически приведены на рис. 7.



Таблица 4

Интервал плотности $\rho$ $10^{-3} \text{ кг/см}^3$	Средняя плотность $\rho_{\text{ср}}$ $10^{-3} \text{ кг/см}^3$	Количество образцов, шт.	$E_a(\rho)$ $10^3 \text{ кг/см}^2$	Среднеквадратичное отклонение, $10^3 \text{ кг/см}^2$	Коэффициент вариации, %	Средняя ошибка, $10^3 \text{ кг/см}^2$	Показатель точности, %	Верхняя граница 98% доверительного интервала, $10^3 \text{ кг/см}^2$	Нижняя граница 98% доверительного интервала, $10^3 \text{ кг/см}^2$
0,596—0,633	0,613	6	188,2	$\pm 18,3$	9,7	7,5	3,9	213,3	163,1
1,012—1,042	1,027	6	291,8	$\pm 41,5$	14,2	16,9	5,8	348,9	234,8
1,245—1,259	1,254	5	451,0	$\pm 66,8$	14,8	29,8	6,6	562,7	339,3
1,310—1,368	1,334	6	462,3	$\pm 64,5$	13,9	26,3	4,3	550,7	373,9

Таблица 5

Средняя плотность $\rho_{\text{ср}}$ $10^{-3} \text{ кг/см}^3$	Количество образцов, шт.	$E_a(\rho_{\text{ср}})$ $10^3 \text{ кг/см}^2$	Среднеквадратичное отклонение, $10^3 \text{ кг/см}^2$	Коэффициент вариации, %	Средняя ошибка, $10^3 \text{ кг/см}^2$	Показатель точности, %	Верхняя граница 98% доверительного интервала, $10^3 \text{ кг/см}^2$	Нижняя граница 98% доверительного интервала, $10^3 \text{ кг/см}^2$
0,828	9	249	$\pm 45$	$\pm 15$	18,2	6,0	292,5	205,5
0,878	10	278	$\pm 37$	$\pm 12$	13,1	4,2	311,3	244,7
0,923	9	268	$\pm 69$	$\pm 23$	25,6	8,6	334,5	201,5
0,966	9	306	$\pm 54$	$\pm 18$	17,8	5,6	358,0	254,0
1,018	9	314	$\pm 64$	$\pm 21$	20,1	6,6	375,7	252,3
1,074	9	364	$\pm 57$	$\pm 19$	15,6	5,2	419,0	209,0
1,122	9	366	$\pm 79$	$\pm 26$	21,6	7,1	442,2	289,8
1,171	9	390	$\pm 77$	$\pm 26$	20,0	6,6	464,4	315,6
1,225	10	388	$\pm 35$	$\pm 11$	8,9	2,8	429,3	356,7
1,272	11	431	$\pm 51$	$\pm 15$	11,9	3,6	473,8	288,2

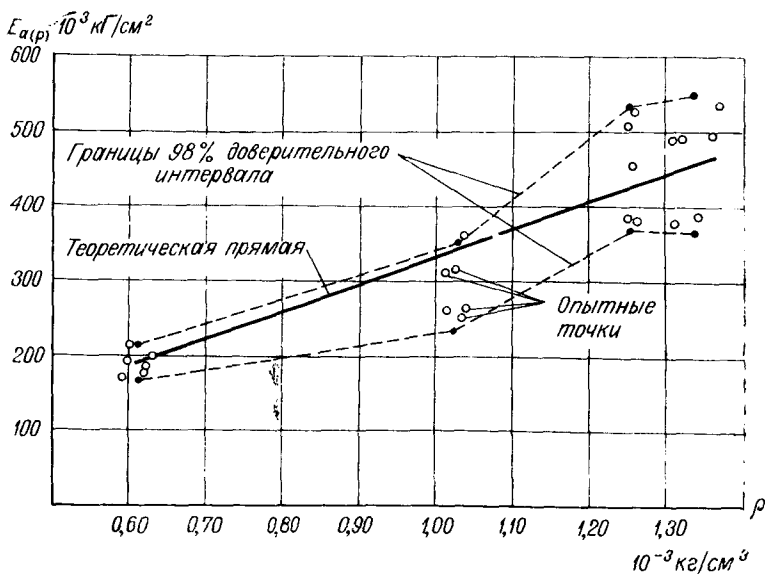


Рис. 6. Зависимость модуля продольной упругости  $E_{a(\rho)}$  от плотности

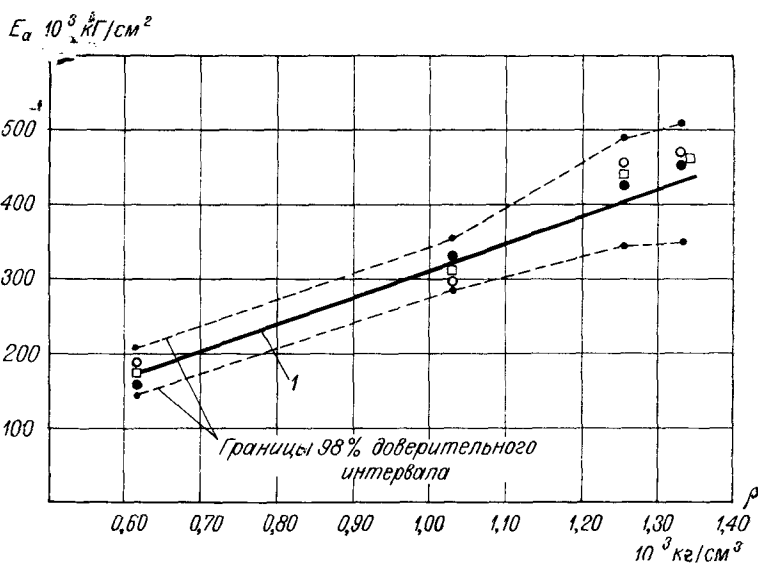


Рис. 7. Изменение теоретически рассчитанного модуля продольной упругости  $E_a$  в зависимости от плотности:

1 — теоретическая прямая, построенная на опытных точках  $E_{a(\rho)}$

○ — средние опытные точки  $E_{a(\rho)}$

● — средние опытные точки  $E_{a(\text{сж})}$

□ — теоретически рассчитанные точки по формуле (13)

Формулу (13) также можно использовать для определения модуля продольной упругости при растяжении  $E_{a(p)}$ , поскольку метод экспериментального определения  $E_{a(n)}$  проще.

### Выводы

1. Модули  $E_{a(сж)}$ ,  $E_{a(p)}$ ,  $E_{a(n)}$ ,  $G_{ra}$  и  $G_{ta}$  уплотненной древесины березы, обработанной аммиаком, находятся в линейной зависимости от ее плотности.

2. Для древесины, рассмотренной в данной работе, коэффициенты, характеризующие изменение модулей упругости в зависимости от плотности, имеют следующие значения:

$$k_{a(сж)} = 2,63, \quad k_{a(p)} = 1,97, \quad k_{a(n)} = 2,13, \quad k_{ra} = 0,63, \quad k_{ta} = 2,45 \text{ см}^3/\text{кг}$$

3. Применяя эксперимент испытания древесины на изгиб, имеется возможность определения упругих характеристик древесины на растяжение и сжатие.

### Литература

1. Румба А. Э., Берзиньш Г. В. Изменение модулей Юнга обработанной аммиаком уплотненной древесины березы в зависимости от ее плотности. Вопросы теории, технологии и применения уплотненной древесины, Л., 1968.

2. Митропольский А. К. Статистическое исчисление. М—Л., 1962.

3. Руппенейт К. В., Долгих М. А., Литвиненко В. В. Вероятности метода оценки прочности и деформативности горных пород. М., 1964.

*Н. А. Модин, В. С. Буянов*

## **Деформативные характеристики древесины березы радиального прессования**

В различных случаях применения прессованной древесины для изготовления деталей машин и строительных конструкций необходимо знать ее деформационные и прочностные характеристики. Известно несколько способов уплотнения древесины, каждый из которых определяется потребностью и назначением, но характер изменения физико-механических свойств древесины одинаков при любом способе прессования.

Химическое строение древесины изучено достаточно глубоко [1]. Основными составляющими ее являются целлюлоза (50% и более), лигнин и гемицеллюлоза, при этом деформационные свойства древесины в основном определяются поведением целлюлозы. Целлюлоза не только составляет основную массу вещества клеточных оболочек, но является также и конструкционным материалом, поскольку ее фибриллы армируют клеточные стенки, образуя их скелет, в то время как лигнин и гемицеллюлозы входят в состав клеточных оболочек лишь как заполнители.

При уплотнении древесины происходит уменьшение полостей клеток и сближение клеточных оболочек, химический состав же древесины (если она не пластифицирована аммиаком или другими химическими составами) практически не меняется. Поведение древесины (как прессованной, так и натуральной) при различных видах деформаций и различных способах нагружения определяется наличием в ней целлюлозы. Поскольку целлюлоза является типичным и широко распространенным полимером, то и прессованную древесину можно рассматривать как жесткий полимер, и при изучении ее механических свойств правомерной является методика, применяемая при изучении полимеров [2, 3].

Как для большинства полимеров, так и для прессованной древесины характерным является наличие упругой (мгновенной) и вынужденно-эластической (запаздывающей) деформаций, зависящих от величины и скорости приложения нагрузки. Оба этих вида деформаций обратимы, но упругая деформация исчезает сразу же после снятия нагрузки в то время, как вынужденно-эластическая не возникает сразу после приложения и не исчезает мгновенно после снятия нагрузки и носит релаксационный характер. После приложения к материалу силового поля необходимо некоторое время на развитие деформации, соответствующей данной мгновенной силе [5], т. е. развитие деформации отстает от действия силы. Появление и развитие во времени больших запаздывающих деформаций наблюдается при достижении в образце прессованной дре-

веса «предела вынужденной эластичности» — напряжения такой величины, когда справедливо равенство  $\frac{d\sigma}{d\varepsilon} = 0$ , т. е. деформации растут при практически постоянной нагрузке.

Присутствием больших запаздывающих или задержанных вынужденноэластических деформаций объясняется сохранение в течение длительного времени (месяцы, годы) прессованной древесины приданных ей при уплотнении размеров и формы.

При изучении деформационных характеристик прессованной древесины березы испытанию на статический изгиб подвергали образцы различного объемного веса (т. е. разной степени прессования). Испытания проводились в лаборатории сопротивления материалов Ленинградского института текстильной и легкой промышленности им. С. М. Кирова на установке конструкции аспиранта А. В. Вардугина, предназначенной для испытаний образцов жестких полимерных материалов на статический изгиб. Образцы прямоугольного сечения имели размеры  $190 \times 15 \times 5$  мм и были изготовлены из древесины березы, прессованной «радиальным» способом, разработанным кафедрой «Теории машин и механизмов» ЛТА им. С. М. Кирова, при котором цилиндрические заготовки из натуральной древесины прессуются обжимающим усилием, направленным по радиусу к центру заготовки. По данным опытов были построены графики зависимости величины полной (абсолютной) деформации от времени и графики зависимости мгновенной (начальной) и запаздывающей деформации от приложенной нагрузки (изгибающего момента).

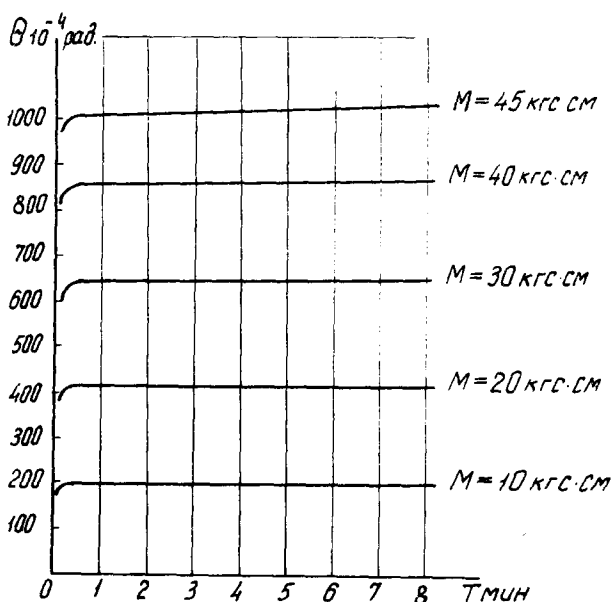


Рис. 1. Изменение во времени величины полной деформации древесины березы с объемным весом  $\gamma = 1,28$ , уплотненной методом радиального прессования

График зависимости величины полной деформации, складывающейся из мгновенной и запаздывающей деформации, от времени приведен на рис. 1. Он построен для прессованной древесины березы с

объемным весом  $\gamma = 1,28 \text{ г/см}^3$ , что соответствует степени прессования

$$\varepsilon = \frac{\gamma - \gamma_0}{\gamma} = \frac{1,28 - 0,6}{1,28} = 0,53.$$

Кривые развития абсолютной деформации во времени могут быть аппроксимированы с помощью степенной зависимости [2]:

$$\theta = a + bt^{\frac{1}{4}},$$

где  $\theta$  — полная деформация в любой момент времени;

$a$  — мгновенная, или начальная деформация;

$b$  — коэффициент, характеризующий интенсивность нарастания запаздывающей деформации. (В опытах деформации измерялись величиной угла поворота поперечного сечения образца в долях радиана).

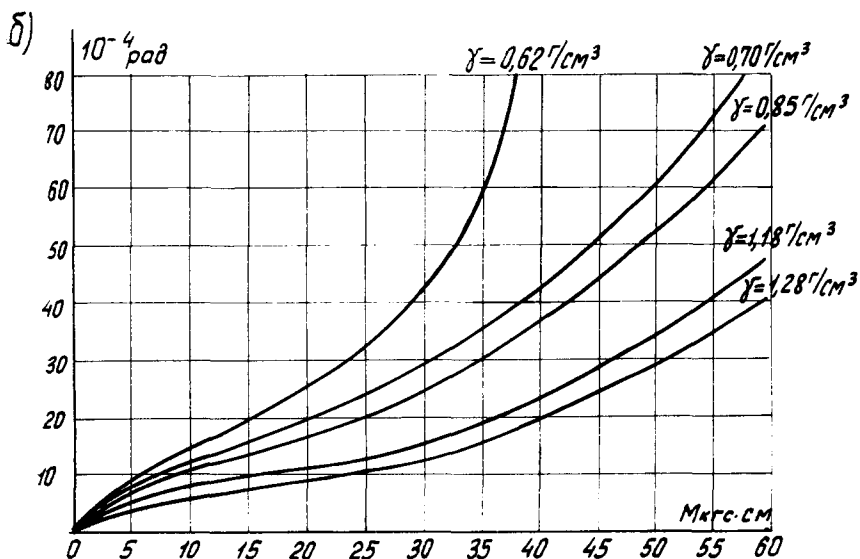
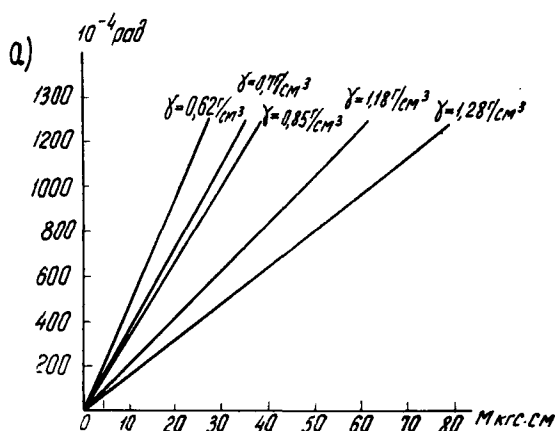


Рис. 2. Графики интенсивности изменения деформаций для древесины безрезу радиального прессования с различным объемным весом в зависимости от нагрузки:

а — начальной (мгновенной) деформации; б — запаздывающей

Из графика  $\theta=f(t)$  (рис. 1) видно, что абсолютная деформация изменялась пропорционально нагрузке (в примененном диапазоне нагрузок).

Графики зависимости от нагрузки начальной деформации  $a=f(M)$  и запаздывающей  $b=f(M)$  для древесины березы различных степеней прессования приведены на рис. 2, а, б.

Из графика  $b=f(M)$  (рис. 2, б) видно, что темп нарастания запаздывающей деформации с увеличением объемного веса (т. е. степени прессования) резко падает, а величина предела вынужденной эластичности смещается в сторону больших нагрузок. Для древесины объемного веса  $\gamma=0,62 \text{ г/см}^3$  (минимальной степени уплотнения) переход к вынужденноэластической деформации можно наблюдать примерно при значении  $M \cong 35 \text{ кг}\cdot\text{см}$ , что соответствует нормальному напряжению в образце  $\sigma \cong 580 \text{ кг/см}^2$ . Для уплотненной древесины с объемным весом  $\gamma=1,28 \text{ г/см}^3$  ( $\epsilon=0,53$ ) перехода к вынужденноэластической деформации не наблюдается даже при величине изгибающего момента  $M = 80 \text{ кг}\cdot\text{см}$ , т. е. при напряжении в образце  $\sigma = 1330 \text{ кг/см}^2$ .

Для древесины березы различных степеней прессования были определены величины и построены графики мгновенного  $E_0=f(\gamma)$  (рис. 3, а) и деформационного или временного  $E_t=f(t)$  (рис. 3, б) модулей упругости.

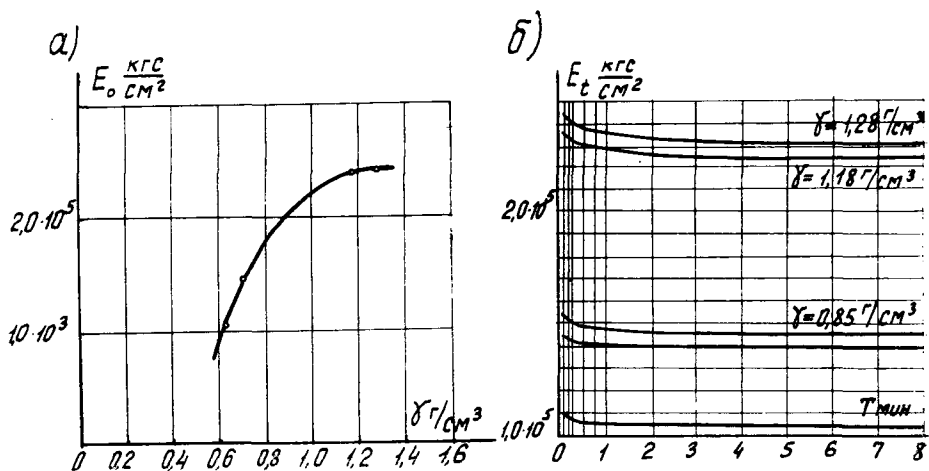


Рис. 3. Графики изменения модулей для древесины березы, уплотненной методом радиального прессования:

а — мгновенного модуля упругости в зависимости от объемного веса; б — деформационного модуля во времени

Мгновенный (или начальный) модуль связан с деформацией мгновенной, физически он характеризует сопротивляемость материала мгновенной упругой деформации. Из графика (рис. 3, а) видно, что кривая  $E_0=f(\gamma)$  при возрастании  $\gamma$  сначала идет вверх — улучшение механических свойств древесины интенсивно происходит для начальных стадий ее уплотнения — затем рост величины  $E_0$  замедляется; касательная, проводимая к кривой в различных точках, будет иметь наклон, все увеличивающийся с увеличением  $\gamma$ , тангенс угла наклона этой касательной, равный отношению

$$\frac{E_0}{\gamma} = \operatorname{tg} \psi \rightarrow 0.$$

При значениях  $\gamma = 1,35 \div 1,40$  касательная к кривой займет почти горизонтальное положение, а величина  $E_0$  существенно не будет изменяться при увеличении  $\gamma$ . График (рис. 3, а) позволяет установить предельную область степени уплотнения, в данном случае примерно до  $\gamma \approx 1,35 \div 1,40 \text{ г/см}^3$ , т. е. до степени уплотнения  $\epsilon = 0,54 \div 0,55$ .

Деформационный модуль связан с деформацией запаздывающей, он может быть определен для какого-либо определенного момента времени (график  $E_t = f(t)$ , рис. 3, б).

По данным опытов были построены графики начальной и запаздывающей деформаций в зависимости от объемного веса (или, что то же самое — от степени прессования ( $a = f(\gamma)$ , рис. 4, а и  $b = f(\gamma)$ , рис. 4, б), которые как и график  $E_0 = f(\gamma)$ , иллюстрируют изменение деформационных характеристик древесины березы прессованной с изменением объемного веса (степени уплотнения).

### Выводы

1. Эксперименты показали, что прессованная древесина березы обладает свойствами жесткого полимера и деформационные характеристики ее изменяются по тем же законам, что и в случае различных полимерных материалов.

2. Установлена предельная степень прессования древесины березы, после достижения которой почти не происходит дальнейшее улучшение физико-механических свойств древесины.

3. На основании проведенных экспериментов можно выбирать желаемую степень прессования, которой соответствуют необходимые физико-механические свойства прессованной древесины.

### Литература

1. Никитин Н. И. Химия древесины и целлюлозы. Изд-во АН СССР, М.—Л., 1962.
2. Мелентьев П. В., Знаменская Е. А. и др. Работы по сопрогивлению полимерных материалов. Труды института НИИТмаш, 1966, № 2.
3. Гуль В. Е., Кулезнев В. Н. Структура и механические свойства полимеров. «Высшая школа», 1966.
4. Мелентьев П. В. Приближенные вычисления. Гл. XI, Физматгиз, 1962.
5. Кобеко П. П. Аморфные вещества. Изд-во АН СССР, М.—Л., 1952.

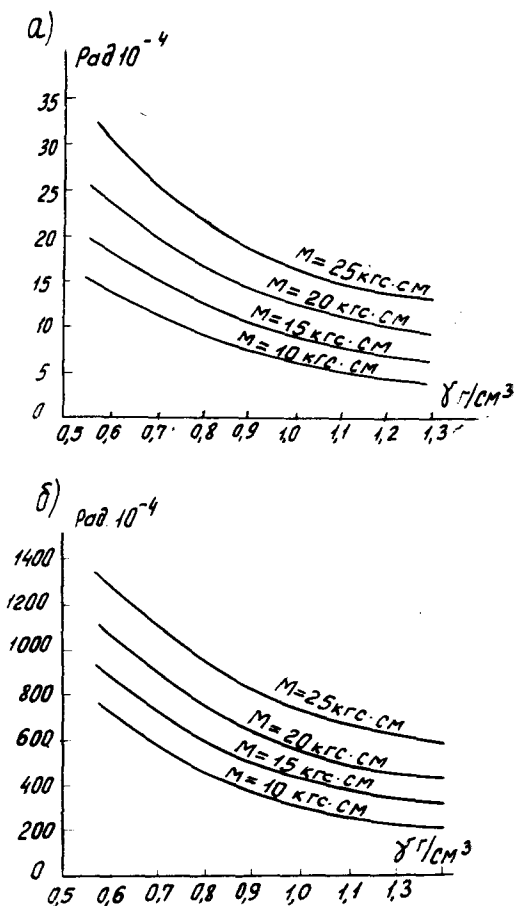


Рис. 4. Влияние объемного веса уплотненной древесины березы радиального прессования на интенсивность изменения деформаций: а — запаздывающей; б — мгновенной (начальной)



*Н. А. Модин*

## Удельное давление по длине матричного канала штемпельного пресса

Как для обоснованного расчета деталей матрицы (прессовой головки), так и для получения качественных изделий (брикетов, стружечных плит и др.) необходимо знать характер изменения удельного давления по длине матричного канала во время прессования измельченной древесины или других прессматериалов.

На характер изменения давления влияют силы трения прессматериала о стенки матрицы, упругость его, наличие и расположение букеля, а также подпор, создаваемый при прессовании.

При прессовании измельченной древесины методом экструзии в матричном канале происходит формирование изделия (брикета) и необходимый термообогрев. Конструкции матричных каналов различных прессов для брикетов, стружечных плит, цилиндрических изделий приведены на рис. 1, *а, б, в*.

А. М. Завражнов [1] считает, что при прессовании стружечных плит матрица имеет четыре зоны (рис. 2). К первой зоне он относит участок обжатия от  $A$  до  $B_1$ . Ко второй зоне — участок  $C_1M_1$ , являющийся зоной формирования, где происходит постепенное закрепление формы стружечной плиты. К третьей зоне относится участок  $M_1D_1$ , где происходит окончательный термообогрев сформированной плиты до температуры отверждения клея. Вторая и третья зоны представляют единое целое и могут быть установлены только опытным путем.

К четвертой зоне отнесен участок  $DJ$ , где заканчивается поликонденсация клея (находится вне пресса) за счет аккумулированного в стружечной плите тепла.

Таким образом в матричном канале находятся три зоны, а последняя четвертая — вне его.

В первой зоне предусмотрено обжатие прессматериала.

Во второй и третьей зонах, где происходит окончательное формирование изделий (брикетов), предусмотрен термообогрев, причем эта часть матрицы выполнена с обратным конусом, что уменьшает упругое восстановление брикетов в направлении обратном усилию прессования. Продолжением матричного канала является разрезная цанговая

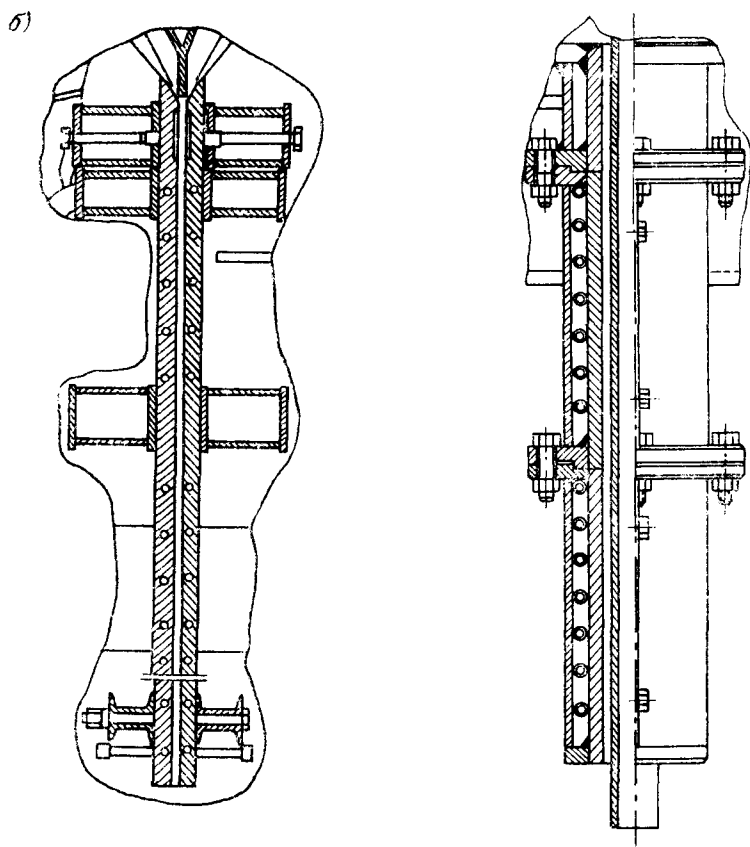
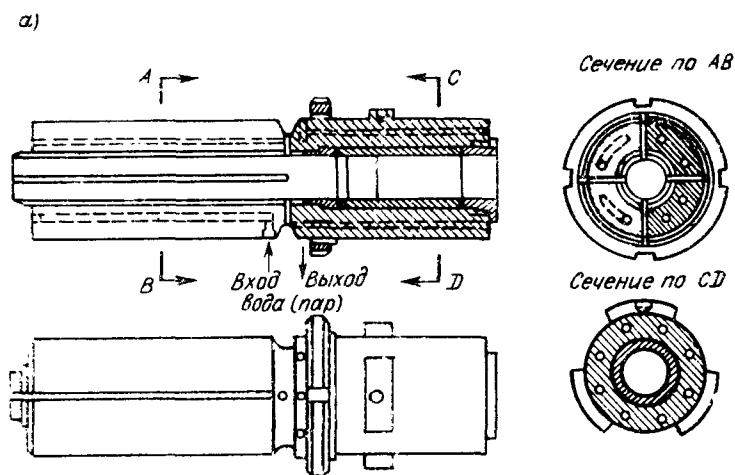


Рис. 1. Матричные каналы для:  
 а — формирования цилиндрических брикетов; б — стружечных плит; в — формирования цилиндрических изделий из пресскрошки

часть матрицы и кулерина, которые позволяют обеспечить необходимый подпор в период работы пресса и выравнивание напряжений в брикетах (изделиях).

Для упрощения выводов предположим, что матричный канал представляет собой призму, поперечное сечение которой может быть любой формы. Примем ось матричного канала (см. рис. 2) за ось ординат диаграммы изменения удельного давления по длине канала.

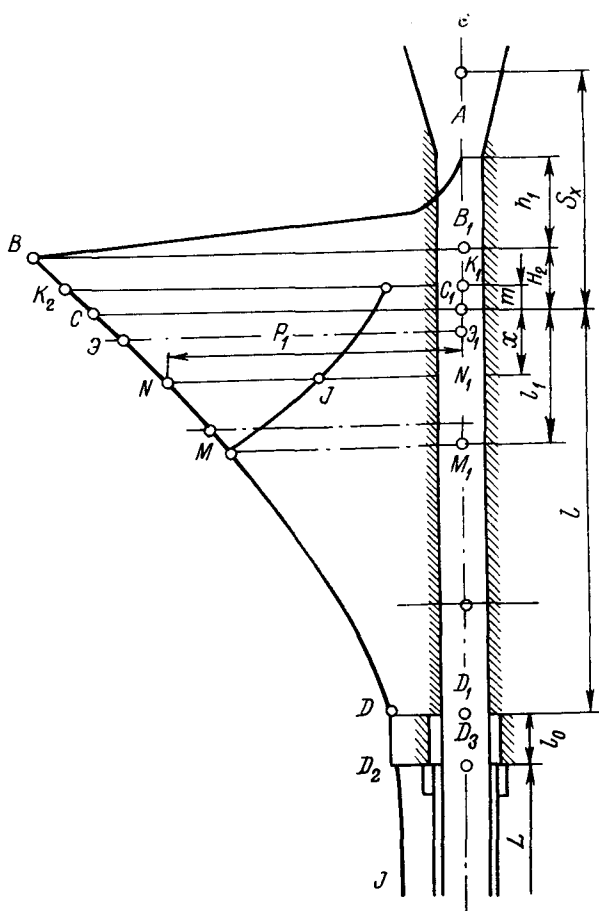


Рис. 2. Удельное давление по длине матричного канала

Полный ход штемпеля от крайнего верхнего положения до полного входа в матрицу (от точки  $E$  до точки  $C_1$ ) обозначим через  $S_x$ . Длину канала от точки  $C_1$  до точки  $D_1$ , где изделие (брикет) выходит из канала и попадает в желоб или в приемник, обозначим через  $l$ , длину желоба (кулерины) через  $L$ . Точка  $A$  является началом диаграммы прессования. В этот момент прессматериал из загрузочной воронки (канала) поступил в матричный канал, заполнив весь объем между предыдущим брикетом и штемпелем и при дальнейшем движении прессматериал начинает уплотняться. Удельное давление возрастает от нуля в точке  $A$  до значения  $P$  в точке  $B$ . При этом, вначале рост удельного давления происходит довольно медленно по отлогой кривой,

а затем с началом деформации частиц прессматериала, растет очень быстро почти по прямой.

Длина отлогой кривой с медленным увеличением удельного давления при значительном перемещении штемпеля зависит как от прессматериала (насыпного веса его), так и скорости перемещения штемпеля. Чем меньше насыпной вес, тем больше этот участок [2].

В период медленного роста удельного давления отдельные элементы прессматериала перемещаются относительно друг друга, заполняя пустоты. При этом происходит удаление воздуха из пресскамеры.

При перемещении штемпеля из точки  $A$  в точку  $B_1$  обжатие прессматериала в основном заканчивается, а брикеты (изделие) находящиеся в канале матрицы на участке  $C_1M_1=l_1$ , увеличившие свою высоту в направлении обратном прессованию за счет упругости при обратном ходе штемпеля, вновь подвергаются сжатию с приходом штемпеля в точку  $B_1$ . В этот момент осевое усилие на штемпеле будет больше, чем общее сопротивление брикетов по каналу и желобу, поэтому все брикеты на участке канала и в желобе начинают перемещаться.

За время проталкивания брикетов (изделия) на высоту вновь образованного брикета  $H_2$  удельное давление уменьшается от величины  $P_B$  до  $P_C$ .

За точкой  $C_1$  удельное давление по оси канала [4] в направлении к его устью будет уменьшаться по кривой  $СМD$ , ввиду тормозящего действия сил трения брикетов о стенки матрицы. Уравнение этой кривой можно написать в виде:

$$P = P_C \cdot e^{-ax} \text{ кг/см}^2, \quad (1)$$

где  $P$  — текущее значение удельного давления по длине канала, отстоящего от точки  $C_1$  на расстоянии  $x$ ,

$P_C$  — удельное давление в точке  $C_1$ ,

$a$  — показатель степени  $\left(a = f \varepsilon \frac{U}{S}\right)$ ,  $\varepsilon$  — коэффициент текучести,

$U$  — периметр.

На участке канала  $D_1D_3=l_0$ , где брикеты вышли из устья канала, удельное давление  $P_D$  почти не меняется. За точкой  $D_2$  по оси желоба удельное давление практически изменяется по прямой  $D_2J$  и в конце его обращается в нуль. Подставляя в уравнение (1) значение  $P_C$

$$P_C = P_D \cdot e^{al}, \quad (2)$$

находим

$$P = P_D \cdot e^{a(l-x)} \text{ кг/см}^2, \quad (3)$$

где  $l$  — длина канала от штемпеля в конце хода до устья канала матрицы.

Уравнение (3) устанавливает зависимость между текущим значением давления  $P$  и значением  $P_D$  у выхода из матрицы пресса.

При обратном перемещении штемпеля из точки  $C_1$  в точку  $K_1$  (холостой ход), отрезок  $C_1K_1=m$  соответствует упругому расширению брикетов. На этом участке канала удельное давление на торце штемпеля будет изменяться от величины  $P_C$  до некоторого значения  $P_K$ .

Можно принять, что падение давления будет происходить по прямолинейному закону, так как брикеты полученные при удельном давлении ( $\sim 1000$  кг/см<sup>2</sup>) при снятии с них давления расширяются с незначительным отклонением от закона Гука.

В этот момент упругое расширение брикетов создаст движущую силу, способствующую кривошипно-шатунному механизму выйти из мертвого положения. При дальнейшем перемещении штемпеля он отойдет от торца брикета.

Под действием упругих сил в направлении, перпендикулярном к стенкам канала, возникнут силы трения, которые создадут подпор, в результате чего в сечении брикета, близком к его торцу, окажется удельное давление  $P_K$ .

Силы трения возникнут также и в ранее сформированных брикетах, которые окажутся в зоне повторного сжатия.

Таким образом можно принять, что при расширении брикетов на участке  $l_1$  на величину  $m$  удельное давление уменьшится от значения  $P_M$  до  $P_K$ .

Падение давления будет происходить по кривой  $MK$ , уравнение которой для любого промежуточного значения  $x$  можно написать в следующем виде:

$$P = P_K e^{a(x+m)} \text{ кг/см}^2. \quad (4)$$

Если  $x$  увеличится до значения  $l_1$ , тогда уравнение (4) можно переписать в виде:

$$P_M = P_K e^{a(l_1+m)} \text{ кг/см}^2. \quad (5)$$

Уравнение (5) дает возможность определить удельное давление в точке  $M_1$ , соответствующей точке  $M$  — пересечения кривых  $MK$  и  $BD$ . Из рис. 2 видно, что точка  $M$  является общей точкой этих кривых ( $MK$  и  $BD$ ), поэтому, предварительно подставив вместо  $x$  значение  $l_1$ , уравнения (3) и (4) перепишем в виде равенства:

$$P_D \cdot e^{a(l-l_1)} = P_K e^{a(l_1+m)}. \quad (6)$$

Это уравнение (6) устанавливает зависимость между  $P_D$ ,  $P_K$  и  $l_1$  для рассматриваемого матричного канала.

В брикетных прессах для брикетирования измельченной древесины значение  $P$  зависит от длины желоба.

В штемпельных прессах для производства стружечных плит величина  $P$  определяется тем подпором, который создается в направляющих шинах при прохождении стружечных плит после обогреваемой матрицы. Значение  $P$  можно принять в пределах  $4-10$  кг/см<sup>2</sup>, при этом ошибка при расчете  $l_1$  по уравнению (6) будет невелика.

Для расчета  $l_1$  уравнение (6) целесообразно представить в следующем виде:

$$\ln \frac{P_D}{P_K} = a(2l_1 - l + m). \quad (7)$$

На участке  $l_1$  брикеты (изделие) одновременно с продвижением подвергаются повторному сжатию, при этом удельное давление сжатия изменяется пропорционально разности ординат кривых  $MK$  и  $BD$ . Для сечения канала, проведенного через точку  $N_1$ , разность ординат равна  $NN_1 - N_1J = NJ$ . Разность ординат от максимального значения

$K_2K$  с перемещением каждого брикета по каналу от точки  $K_K$  до точки  $M_1$ , т. е. на участке  $l_1 + m$  уменьшается до нуля.

Число повторных сжатий  $i$ , которым подвергается каждый брикет (изделие), будет:

$$i = \frac{l_1}{H_2}.$$

Время нахождения брикетов под повторным сжатием можно определить из соотношения

$$t_1 = i \frac{60}{n} = \frac{60 \cdot l_1}{nH_2} \text{ сек},$$

где  $n$  — число оборотов вала в минуту.

Время нахождения брикетов  $t_2$  в зоне канала, где происходит изменение удельного давления от величины  $P_M$  до величины  $P_D$

$$t_2 = \frac{60 (l - l_1)}{nH_2} \text{ сек}.$$

Опыт работы на брикетных прессах и проведенные экспериментальные исследования подтверждают, что с уменьшением  $n$ , т. е. с увеличением продолжительности нахождения брикетов в канале пресса ( $t_1 + t_2$ ) качество брикетов (изделий) улучшается, так как повышается их прочность.

На участке канала за точкой  $M_1$  удельное давление на брикеты изменяется по кривой  $MD$  и остается почти неизменным во время пауз между проталкиваниями, если пренебречь незначительным уменьшением давления за счет расширения брикетов в направлении к устью канала.

На участке канала  $l_1$ , где брикеты подвергаются повторному сжатию и расширению происходит усиленный износ канала матрицы.

В брикетных прессах типа «Гломера» внутри матричного канала устанавливаются съемные цанговая и конусные втулки. Таким образом при усиленном износе в зоне повторного сжатия обеспечивается быстрая замена изношенных деталей. Площадь, ограниченная кривой  $BND$ , осью канала и абсциссами  $BB_1$  и  $DD_1$  пропорциональна силе проталкивания брикетов по каналу. Определим силу сопротивления брикетов проталкиванию по призматическому каналу в момент начала их движения. Это соответствует положению штампея в точке  $B_1$ . Сила сопротивления проталкиванию или просто сила проталкивания может быть определена из следующего выражения:

$$P = S(P_B - P_D) \text{ кг}, \quad (8)$$

где  $S$  — площадь штампея,  $\text{см}^2$ ;

$P_B$  — удельное давление на штампель в момент начала движения брикетов в точке  $B_1$ ,  $\text{кг/см}^2$ ;

$P_D$  — удельное давление при выходе брикетов из матрицы в кулерину в точке  $D_1$ .

Силу сопротивления проталкиванию также можно определить следующим образом. Для произвольной точки  $N_1$  элементарная сила бокового распора (распирающее усилие)  $dQ$ , действующая на стенки матричного канала длиной  $dx$ , равна

$$dQ = \varepsilon \cdot P \cdot U \cdot dx.$$

Если просуммировать элементарные силы по всей длине матричного канала от точки  $D_1$  до точки  $B_1$ , получим

$$Q = \int_0^{l+H_2} \varepsilon P U dx. \quad (9)$$

Из выражения (9) видно, что распирающее усилие  $Q$  численно равно интегралу с указанными пределами. Если  $Q$  умножить на коэффициент трения  $f$ , который в первом приближении будем считать постоянным по всей длине канала, то получим силу сопротивления проталкиванию. По величине эта сила пропорциональна площади, ограниченной осью канала кривой  $BMD$  и абсциссами  $BB_1$  и  $DD_1$ . Подставив в выражение (9) значение  $P$  и вынося за знак интеграла постоянные, найдем

$$Q = \varepsilon U P_D \int_0^{l+H_2} e^{ax} \cdot dx. \quad (10)$$

После интегрирования и подстановки пределов, получим

$$Q = \frac{\varepsilon U P_D}{a} (e^{a(l+H_2)} - 1) \text{ кг}.$$

Зависимость между удельными давлениями  $P_B$  и  $P_D$  выражаются формулой

$$P_B = P_D e^{a(l+H_2)}.$$

Тогда выражение для  $Q$  после преобразований примет вид:

$$Q = \frac{\varepsilon U}{a} (P_B - P_D) \text{ кг}.$$

Коэффициент  $a = \frac{f \varepsilon U}{S}$ , поэтому подставив его значение, найдем

$$P = Qf = S(P_B - P_D), \text{ кг}. \quad (11)$$

Таким образом, мы получим искомую силу  $P$  через распирающее усилие. При продвижении брикетов по каналу на величину  $H_2$  сила  $Qf$  меняется от своего наибольшего значения, пропорционального площади  $BMDD_1B_1$  до значения пропорционального площади  $CMDD_1C_1$ . Обозначим эти площади соответственно через  $F_1$  и  $F_2$ . Тогда с достаточной точностью можно считать, что работа проталкивания  $A_{пр}$  для призматического канала будет

$$A_{пр} = \frac{F_1 + F_2}{2} K_p \cdot H_2 \text{ кгм},$$

где  $K_p$  — масштаб силы пропорциональный площади ( $\text{кг/мм}^2$ ,  $\text{кг/см}^2$ ). Длина призматического канала определится из уравнения (2) после логарифмирования по основанию  $e$ .

$$\ln P_C - \ln P_D = al \quad \text{или} \quad \ln \frac{P_C}{P_D} = al$$

откуда

$$l = \frac{\ln \frac{P_C}{P_D}}{a}, \text{ см (мм)}. \quad (12)$$

Для расчета длины канала  $l$  необходимо знать удельное давление  $P_C$  и  $P_D$  значение  $P_B$  выбирается в зависимости от  $P_C$  и связано с ним уравнение

$$P_B = P_C e^{aH_2}.$$

Высота  $H_2$  определяется требованиями технологии однородности прессования (брикета), видом прессматериала и продолжительностью термообогрева.

Из уравнения (12) следует, что длина матричного канала обратно пропорциональна давлению  $P_D$ , величина которого определяется подпором в устье канала. (Значение  $P_D$  можно принять равным 4—10  $\text{кг/см}^2$ ). Для определения  $l$  надо подставить вместо  $a$  соответствующие значения:

$$a = f\varepsilon \frac{U}{S}, \text{ см}^{-1},$$

где  $f$  — коэффициент трения прессматериала о стенки канала матрицы;

$\varepsilon = \frac{q}{p}$  — коэффициент, характеризующий поперечное расширение (коэффициент текучести);

$q$  и  $p$  — соответственно боковое и осевое удельные давления,  $\text{кг/см}^2$ ;

$U$  — периметр изделия (брикета);

$S$  — площадь поперечного сечения брикета (приблизительно равная площади штампея).

Величина  $a$  в значительной степени зависит от отношения  $\frac{U}{S}$ . Периметр  $U$  определяется формой брикета (изделия). Чем больше периметр, тем меньше длина канала при прочих равных условиях.

Коэффициенты  $f$  и  $\varepsilon$  [3] в пределах длины матричного канала, хотя и меняются в зависимости от вида прессматериала и его состояния, температуры нагрева, удельного давления, прессования и пр., но эти изменения оказывают меньшее влияние на величину  $l$ , чем отношение  $\frac{U}{S}$ , тем более, что  $f$  и  $\varepsilon$  всегда меньше единицы, а их произведение  $\leq 0,05 \div 0,1$ . Значения  $f$  и  $\varepsilon$  определяются опытным путем.

Известно, что наименьший периметр при известном значении  $S$  получается в канале круглого сечения, поэтому такой канал имеет наибольшую длину  $l$ .

Рассмотрим влияние различных сечений каналов матрицы (формы изделий) на его длину.

Для прямоугольного сечения канала (рис. 3, а) отношение  $\frac{U}{S}$  равно

$$\frac{U}{S} = \frac{2(b+h)}{bh} \text{ см}^{-1}. \quad (13)$$

Из уравнения (13) следует, что с увеличением площади сечения  $bh$  отношение  $\frac{U}{S}$  растет с ростом  $b$  и уменьшением  $h$ . Уравнение (13) можно представить в виде:

$$\frac{U}{S} = 2 \left( \frac{1}{b} + \frac{1}{h} \right) \text{ см}^{-1}.$$



Откуда следует, что при увеличении прямоугольного сечения отношение  $\frac{U}{S}$  уменьшается, а длина канала  $l$  соответственно увеличивается.

Для круглого сплошного сечения (рис. 3, б) с увеличением  $D$  отношение  $\frac{U}{S}$  уменьшается.

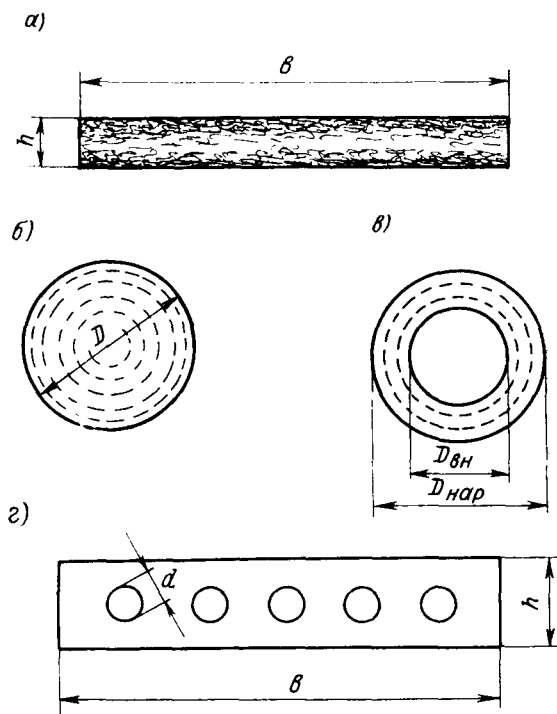


Рис. 3. Формы поперечных сечений матричных каналов (формы изделий):

а — прямоугольная; б — сплошная цилиндрическая; в — полая цилиндрическая; г — прямоугольная с внутренними цилиндрическими отверстиями

Для полого круглого сечения (рис. 3, в)

$$\frac{U}{S} = \frac{4\pi(D_{\text{нар}} - D_{\text{вн}})}{\pi(D_{\text{нар}}^2 - D_{\text{вн}}^2)} = \frac{4}{D_{\text{нар}} - D_{\text{вн}}}$$

Для полых стружечных плит прямоугольного сечения (рис. 3, г)

$$\frac{U}{S} = \frac{2(b+h) - \pi dn}{bh - \frac{\pi d^2}{4}n} = \frac{8(b+h) - 4\pi dn}{4bh - \pi d^2 n}$$

где  $d$  — диаметр цилиндрического отверстия, см;

$b$  — ширина плиты, см;

$n$  — число цилиндрических отверстий в плите.

Аналогично можно найти отношение  $\frac{U}{S}$  для других сечений брикетоз или плит.

Если подставить в уравнение (12) значение  $a$  и соответственно отношение  $\frac{U}{S}$  для изделий различных сечений, получим формулы для расчета длины матричного канала.

а) для сплошного прямоугольного сечения

$$l = \frac{\ln \frac{P_C}{P_D}}{f \varepsilon \frac{U}{S}} = \frac{bh}{2f \varepsilon (b+h)} \cdot \ln \frac{P_C}{P_D}, \text{ см}; \quad (14)$$

б) для сплошного круглого сечения

$$l = \frac{D}{4f \varepsilon} \ln \frac{P_C}{P_D} \text{ см}; \quad (15)$$

в) для полого круглого сечения

$$l = \frac{D_{\text{нар}} - D_{\text{вн}}}{4f \varepsilon} \ln \frac{P_C}{P_D} \text{ см}; \quad (16)$$

г) для прямоугольного сечения с цилиндрическими отверстиями

$$l = \frac{4bh - \pi d^2 n}{f \varepsilon [8(b+h) - 4\pi d n]} \left( \ln \frac{P_C}{P_D} \right) \text{ см}. \quad (17)$$

Можно достаточно легко доказать, что для канала любой формы с увеличением сечения длина его будет увеличиваться.

Применим полученные формулы для расчета длины матричного канала (см. рис. 1, б).

Согласно экспериментальным данным [3] при прессовании пресс-крошки в холодной матрице ( $t = 18-20^\circ \text{C}$ ),  $f = 0,3$ ,  $\varepsilon = 0,08$ . Удельное давление на штемпеле  $800-1000 \text{ кг/см}^2$  и на выходе из матрицы  $5-10 \text{ кг/см}^2$ .

Диаметры изделия  $D_{\text{нар}} = 55 \text{ мм}$ ,  $D_{\text{вн}} = 40 \text{ мм}$ . По формуле (16) длина матричного канала равна (при  $P_C = 800 \text{ кг/см}^2$  и  $P_D = 5 \text{ кг/см}^2$ )

$$l = \frac{55-40}{4 \cdot 0,3 \cdot 0,08} \ln \frac{800}{5} = 792 \text{ мм} \approx 80 \text{ см}.$$

Расчет длины матричного канала можно уточнить, если учесть коэффициенты  $f$  и  $\varepsilon$  по зонам канала с учетом температуры нагрева прессматериала в соответствующей зоне.

Для расчета длины матриц в штемпельных прессах целесообразно пользоваться номограммами.

Применительно к расчету длины матричного канала (см. рис. 1, в) по формуле (16) построена номограмма рис. 4.

Порядок пользования номограммой следующий. По условиям технологии выбирается наружный  $D_{\text{нар}}$  (шкала I) и внутренний  $D_{\text{вн}}$  (шкала II) диаметры прессуемого цилиндрического изделия (брикета). Для примера принято  $D_{\text{нар}} = 80 \text{ мм}$ ,  $D_{\text{вн}} = 50 \text{ мм}$  и определена точка их пересечения  $E$ . Затем переходим на промежуточную шкалу и далее на наклонные прямые в зону шкалы III.

На шкале III при известных значениях  $f$  и  $\varepsilon$  берется их произведение.

На номограмме в качестве примера принято  $f \varepsilon = 0,05$ . Направление показано стрелкой по вертикали вниз до пересечения с линией на

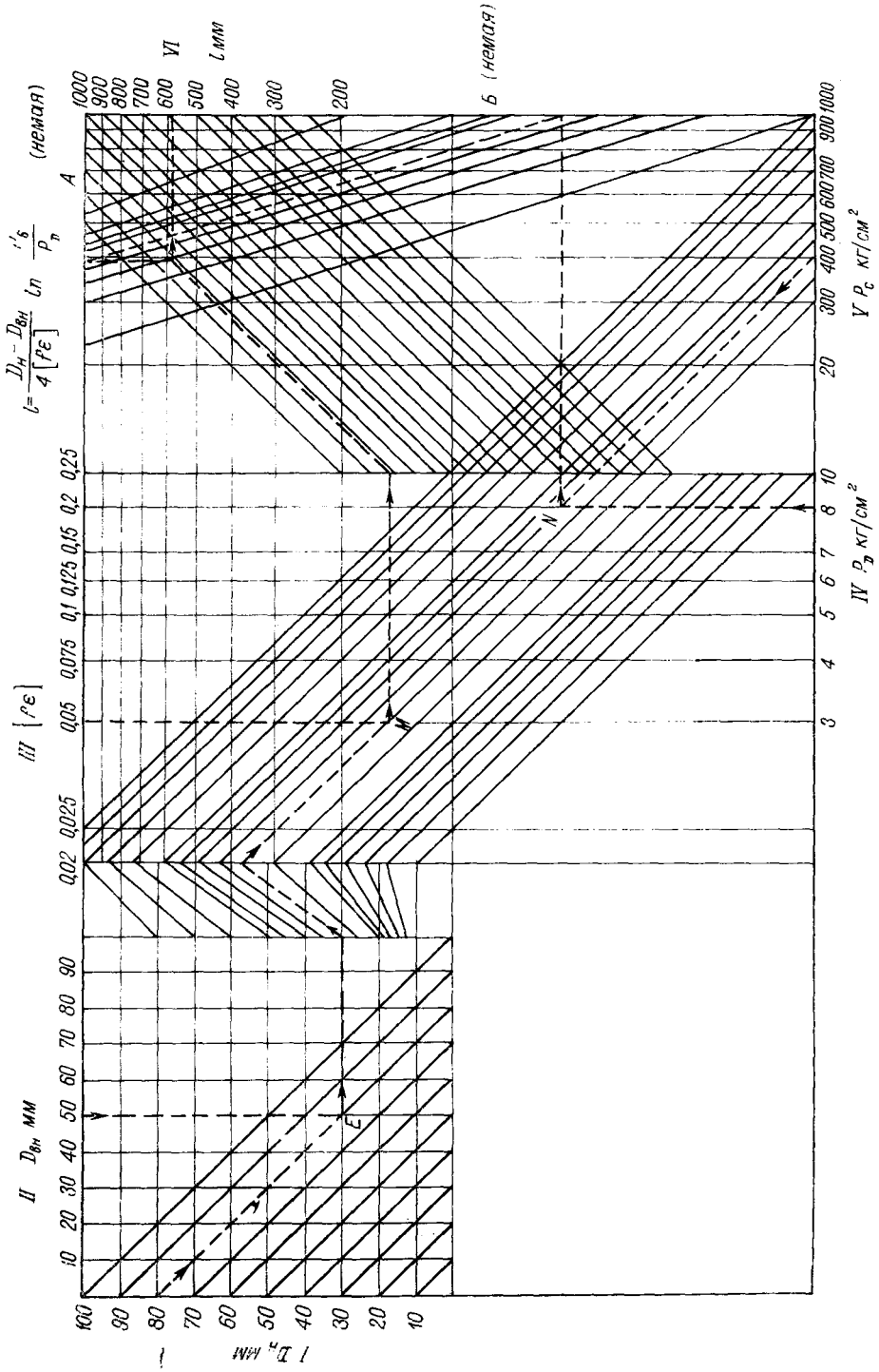


Рис. 4. Номограмма для определения длины матричного канала

наклонных прямых в точке  $M$  и далее по горизонтали и наклонным прямым в направлении шкалы  $A$ . Для определения длины матричного канала необходимо знать удельное давление  $P_C$  и  $P_D$ .

На номограмме принято  $P_D = 8 \text{ кг/см}^2$  (шкала IV) и  $P_C = 400 \text{ кг/см}^2$  (шкала V), направления их показаны стрелками до пересечения в точке  $N$ . Затем переходим на немую шкалу  $B$  и далее по наклонной прямой к немой вспомогательной шкале  $A$ , откуда вниз по вертикали до пересечения с направлением от шкалы III в точке  $C$ .

От точки  $C$  проводится горизонтальная прямая на шкалу VI, по которой определяется длина матрицы. При принятых условиях  $l \approx 600 \text{ мм}$ . Аналогичные номограммы можно применить для расчета по формулам 14, 15 и 17 длины матриц при прессовании стружечных плит и брикетов из измельченной древесины.

Указанный метод расчета длины матричного канала может быть применен как при расчете нового оборудования, так и в производственных условиях при смене режимов прессования на штемпельных прессах при секционной составной матрице.

## Литература

1. Завражнов А. М. Процесс формирования стружечных плит методом эструзии. Сборник трудов ВНИИДРЕВ. Вып. 1, 1966.
2. Модин Н. А., Ерошкин А. Н., Мельников А. В. и Гудцев Р. И. Оборудование малогабаритных брикетных станций для брикетирования измельченных отходов древесины. ЛНДТП, 1961.
3. Модин Н. А., Ерошкин А. Н., Мурзич Р. М., Гудцев Р. И. Распределение усилий и коэффициенты трения при прессовании измельченной древесины в матрицах. Технич. информация ЛТА им. С. М. Кирова, 1967.
4. Сарматов М. М. Элементы теории и расчета прессов для брикетирования угля. Углетехиздат, 1954.

*Н. А. Модин, Р. М. Мурзич*

## **Антифрикционные свойства втулок из пресскрошки с различным расположением частиц**

В различных отраслях промышленности широкое применение находят цельнопрессованные детали из древесной пресскрошки. При изготовлении таких деталей частицы располагаются во втулках хаотично, в результате чего наблюдается повышенная формоизменяемость, связанная с изменением наружного и внутреннего диаметров.

Исследования, проведенные на кафедре «Теория механизмов и машин», ЛТА им. С. М. Кирова [4] показали, что при изготовлении втулок из пресскрошки частицы можно располагать не хаотично, а в строго радиальном направлении. Такие втулки, аналогично втулкам из цельной древесины марки ДП-ГТ, воспринимают нагрузку со стороны вала на древесину в торец.

Для установления преимуществ подобного типа втулок со втулками из пресскрошки с хаотичным расположением частиц были проведены экспериментальные исследования, связанные с определением коэффициентов трения, температурой граничного слоя и формоизменяемостью. В опытах по определению разбухания изготавливались опытные образцы втулок с неориентированным и радиальным расположением частиц пресскрошки. Наружные и внутренние диаметры этих втулок измерялись с точностью до 0,01 мм. Все втулки помещались в масляную ванну. С целью поддержания постоянной температуры, ванны с образцами помещались в сушильные шкафы, где поддерживалась требуемая температура масла  $\sim 80^\circ\text{C}$ .

Изменения наружного  $\Delta D$  и внутреннего  $\Delta d$  диаметров определялись по формулам:

$$\Delta D = \frac{D_1 - D}{D} \cdot 100\%$$

$$\Delta d = \frac{d_1 - d}{d} \cdot 100\%,$$

где  $D$  — наружный диаметр образца до погружения в масло, мм;

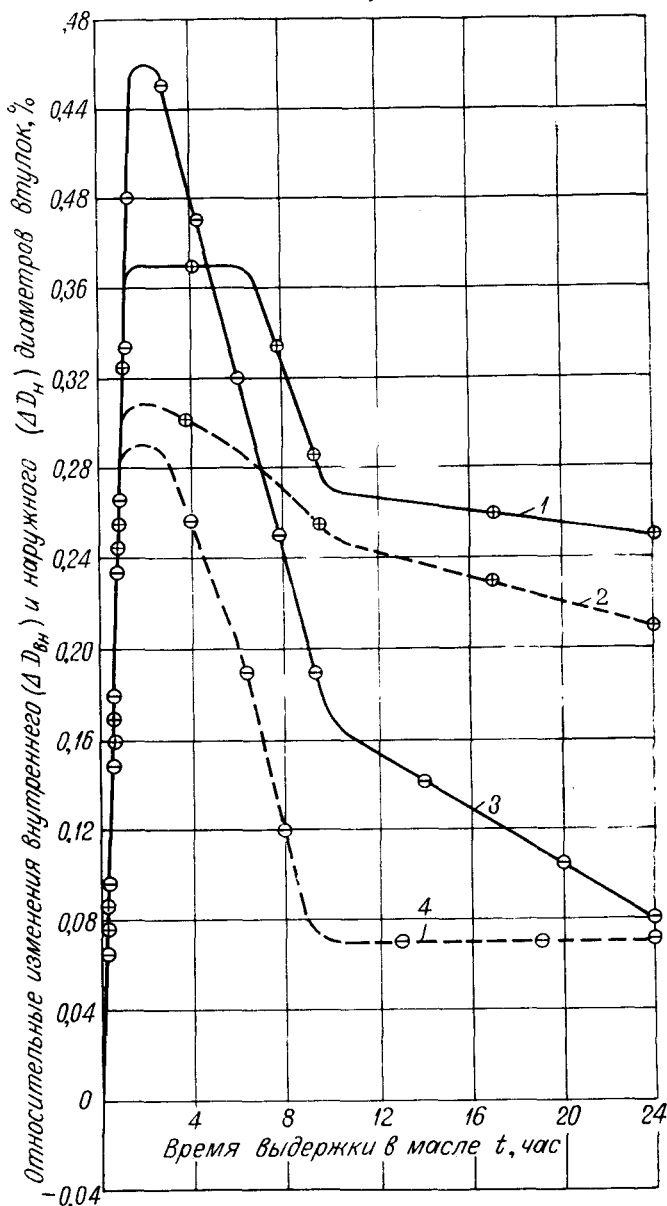
$D_1$  — наружный диаметр после выдержки в масле, мм;

$d$  — внутренний диаметр до погружения в масло, мм;

$d_1$  — внутренний диаметр после выдержки в масле, мм.

Наблюдения за формоизменяемостью проводились в течение 24 часов. По результатам опытов были построены графики, характеризующие относительные изменения внутреннего и наружного диаметров втулок в зависимости от времени пребывания в масле (рис. 1).

Анализируя графики, можно отметить, что внутренний диаметр втулок с радиальным расположением частиц в первые 4 ÷ 6 часов пребывания в масле изменяет свои размеры более интенсивно, чем втулки



Фиг. 1. Относительное изменение наружного и внутреннего диаметров втулок из пресскрошки:

1 — внутренний; 2 — наружный диаметры втулок с неориентированным расположением частиц; 3 — внутренний; 4 — наружный диаметры втулок с радиальным расположением частиц

с неориентированным расположением пресскрошки. При более длительном пребывании в масле относительные изменения наружного и внутреннего диаметров втулок становятся значительно меньше (кривые 3, 4).

Одним из существенных показателей антифрикционности материала является коэффициент трения.

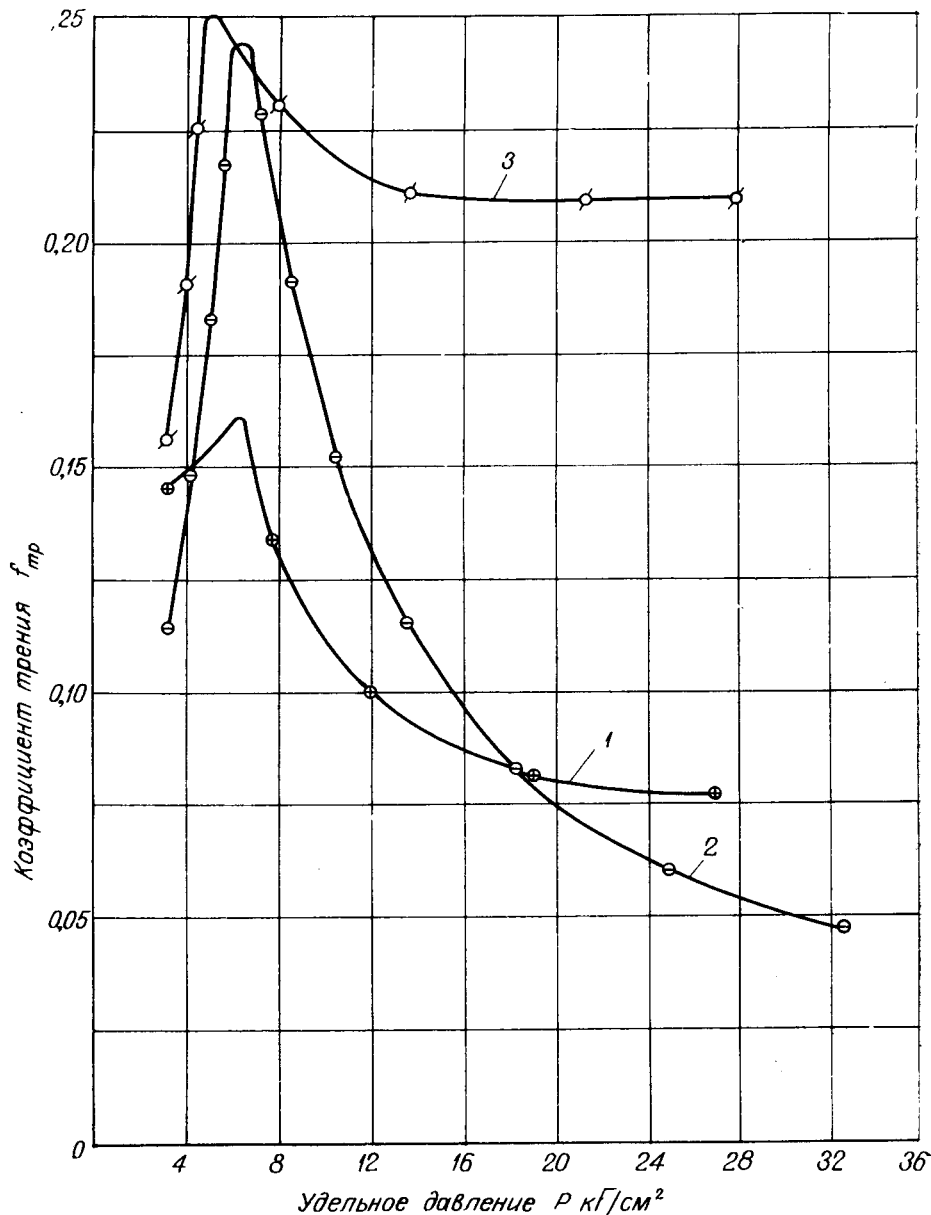


Рис. 2. Изменения коэффициентов трения в зависимости от удельного давления;

1 — втулки с хаотичным расположением частиц (смазка—вода); 2 — втулки с радиальным расположением частиц (смазка—вода); 3 — втулки с хаотичным расположением частиц (смазка—машинное масло)

Определение коэффициентов трения проводилось на машине трения марки МИ-1М с применением в качестве смазки машинного масла и воды. Подвод смазки в зону трения осуществлялся за счет разности уровней жидкости.

Запись моментов трения проводилась как в период приработки, так и при установившемся режиме. Приработка проводилась до стабилизации момента трения при заданном удельном давлении.

Обработка диаграмм, записанных на машине трения, производилась по общепринятой методике.

Графики, характеризующие изменение коэффициента трения в зависимости от удельного давления, приведены на рис. 2.

Из этих графиков видно, что с увеличением удельного давления коэффициенты трения во всех случаях уменьшаются. Коэффициенты трения у втулок с хаотичным расположением пресскрошки при смазке маслом значительно больше, чем при смазке водой, так при удельном давлении  $p=20 \text{ кг/см}^2$  при смазке маслом  $f=0,21$ , а при смазке водой  $f=0,08$ .

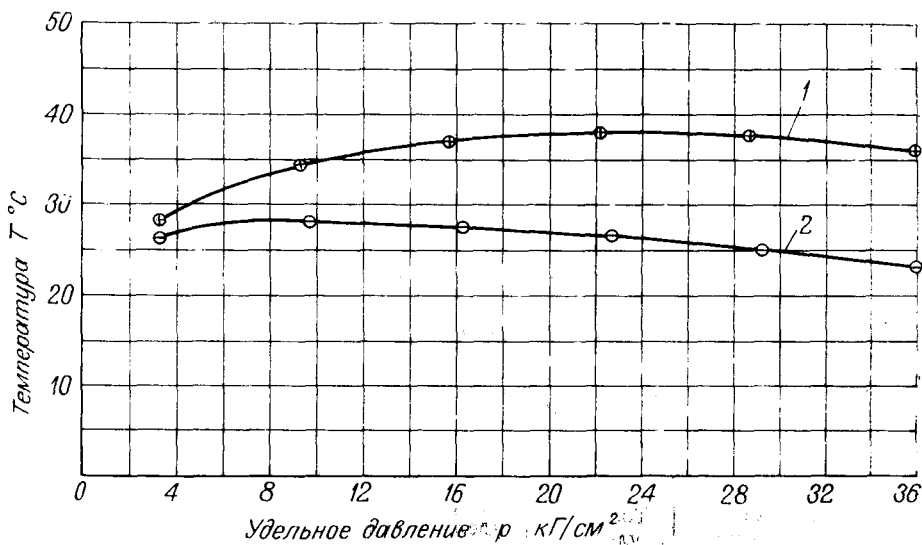


Рис. 3. Изменения температуры в зоне трения в зависимости от удельного давления:

1 — втулки с хаотичным расположением частиц пресскрошки; 2 — втулки с радиальным расположением частиц пресскрошки

Коэффициенты трения у втулок с радиальным расположением частиц несколько больше, чем у втулок с неориентированным расположением до удельного давления  $p=20 \div 22 \text{ кг/см}^2$ , при более высоких удельных давлениях он становится меньше, так при удельном давлении  $p=30 \text{ кг/см}^2$  коэффициент трения  $f=0,05$ .

Существенное влияние на работу узла трения оказывает температура граничного слоя. Для определения температуры в зоне трения при смазке водой применялись термпары, которые подводились в зону трения [1]. Графики, характеризующие изменение температуры граничного слоя в зависимости от удельного давления, показаны на рис. 3.

Следует отметить, что при изменении удельного давления вначале наблюдается повышение температуры в зоне трения, а затем с увеличением удельного давления наблюдается постоянство и даже некоторое понижение, что, по-видимому, можно объяснить стабилизацией теплотерьер и увеличением подачи воды с изменением величин зазоров.

Эксперименты показали, что втулки с радиальным расположением



частиц пресскрошки имеют более низкую температуру в зоне трения при тех же удельных давлениях (см. рис. 3, кривая 2).

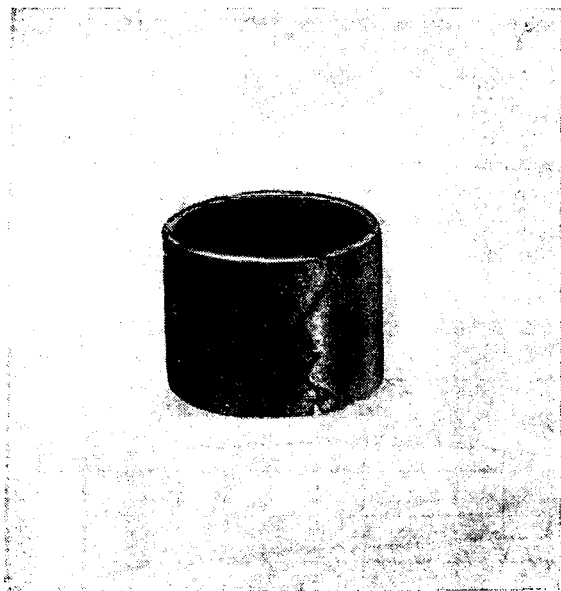


Рис. 4. Деформация втулки при гидравлическом разрыве

Существенным преимуществом втулок из пресскрошки по сравнению с втулками из древесины торцового гнущя является их высокая механическая прочность.

Для проверки механической прочности втулок из пресскрошки были проведены следующие опыты. Втулки из пресскрошки подвергались обработке на токарном станке до толщины стенок 2—4—6 мм. Испытуемые образцы втулок помещались в специальную установку, где создавалось внутреннее давление до момента разрушения втулок. Характер деформации втулок показан на рис. 4.

Средние удельные давления, при которых происходило разрушение втулок из пресскрошки, приведены в таблице.

Таблица

Характеристика измельченной древесины	Толщина втулки, мм	Внутреннее удельное давление $p_2$ кг/см <sup>2</sup>	Примечание
Пресскрошка . . . . .	2	70	Втулки получены из брикетов, изготовленных в закрытой матрице на гидравлическом прессе: $p = 600$ кг/см <sup>2</sup> ; $t \approx 150^\circ\text{C}$
Фракция — 0,5 . . . . .	4	120	
Смола СБС-1—31% . . . . .	6	190	

Расчет напряжений, возникающих в стенках втулок, был выполнен по формулам [2]

$$\sigma_r = \frac{p_2 r_2^3}{r_1^2 - r_2^2} \left[ 1 - \frac{r_1^2}{r^2} \right] \text{ кг/см}^2,$$

$$\sigma_t = \frac{p_2 r_2^3}{r_1^2 - r_2^2} \left[ 1 + \frac{r_1^2}{r^2} \right] \text{ кг/см}^2,$$

где  $\sigma_r$  — радиальное напряжение, кг/см<sup>2</sup>;  
 $\sigma_t$  — касательные напряжения, кг/см<sup>2</sup>;  
 $p_2$  — удельное давление жидкости;  
 $r_2$  — внутренний радиус втулки, см;  
 $r_1$  — наружный радиус втулки, см;  
 $r$  — радиус измеряемого слоя, см.

Для расчета распределения напряжений по толщине втулки приняли для втулок с толщиной стенки  $t=2$  мм интервал, равный 0,5 мм, и для втулок  $t=4 \div 6$  мм — через 1 мм.

Эпюры напряжений для втулок разной толщины показаны на рис. 5. Следует отметить, что значение  $\sigma_t$  почти не зависит от толщины втулки, хотя значения этих напряжений значительно больше по величине, чем напряжения  $\sigma_r$ , последние зависят от толщины втулки, с ее увеличением растет и величина  $\sigma_r$ .

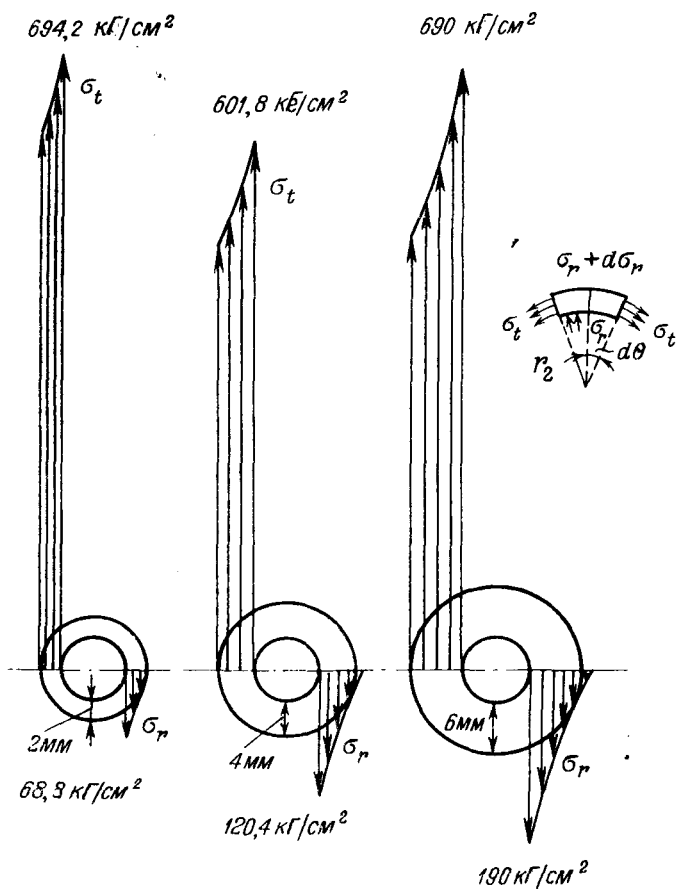


Рис. 5. Распределения напряжений по толщине для втулок, изготовленных из пресскрошки на гидравлическом прессе

Для расчета подшипников скольжения рекомендуются следующие значения  $[p]$  и  $[pv]$  при работе различных пар трения [3]. Так, в парах трения сталь по пластмассе удельные давления  $p=20 \div 25$  кг/см<sup>2</sup> и  $p_{\text{макс}}=40 \div 60$  кг/см<sup>2</sup>.

Опыты по определению коэффициентов трения показали, что при работе втулок из пресскрошки с металлическим валом нецелесообразно иметь удельные давления не выше  $30 \div 35$  кг/см<sup>2</sup>, так как при дальнейшем увеличении удельного давления происходит нарушение жидкостной прослойки между валом и втулкой и значительное повышение температуры граничного слоя. При таких удельных давлениях

даже во втулках толщиной 2 мм (см. табл.) имеется почти двойной запас прочности, а во втулках 4 мм он приблизительно равен — 3—4-кратному запасу прочности.

Следовательно, втулки с толщиной стенок 3—4 мм вполне обеспечивают надежную прочность при работе пары трения.

### Выводы

1. Формоизменяемость втулок с радиальным расположением частиц пресскрошки меньше, чем с неориентированным расположением.

2. Коэффициент трения при  $p > 20$  кг/см<sup>2</sup> у втулок с радиальным расположением пресскрошки меньше, чем у втулок с неориентированным расположением частиц.

3. Температура граничного слоя значительно ниже, чем у втулок с неориентированным расположением.

4. Механическая прочность втулок из пресскрошки при толщине стенок 3—4 мм вполне обеспечивает необходимую прочность.

### Литература

1. Модин Н. А., Мурзич Р. М., Осипова В. И. Влияние величины зазора на работу подшипника скольжения из древесных пластмасс с валом. Материалы научно-технической конференции 1968 года. Изд. ЛТА, 1968.

2. Беляев Н. М. Сопротивление материалов. Физматгиз, 1962.

3. Дьяченко С. К., Столбовой С. З. Расчет и проектирование деталей машин. Изд-во «Техника», Киев, 1964.

4. Отчет кафедры ТММ НИСа ЛОЛЛТА им. С. М. Кирова по научно-исследовательским работам, 1966—67 гг.

М. С. Мовнин, В. В. Янов

## Температурный режим работы трения цельнопрессованных древесных пластиков

Рост контактных температур отрицательно сказывается на работе узла трения, увеличивает тангенциальное сопротивление движению (силу трения) и нарушает устойчивость коэффициентов трения. При этом низкая теплопроводность подшипниковых материалов на основе древесины (0,23—0,3 ккал/м час·град) способствует накоплению тепла в зоне трения, что приводит к изменению физико-механических свойств материала в очагах развития высоких температур. Поверхностные слои древесного пластика приобретают повышенную пластичность. Твердость цельнопрессованных древесных пластиков с ростом температуры снижается (рис. 1). Здесь и в дальнейшем исследованию подвергались образцы цельнопрессованных древесных пластиков на основе мелкой фракции древесных отходов (проход через сито с размерами отверстия 1,0 мм — остаток на сите с размерами отверстия 0,5 мм), смешанные с 30%-ной фенолформальдегидной смолой № 18 (ТУ МХП № М-1-53). Образцы изготовлялись методом прессования в компрессионных прессформах совместно с тепловой обработкой при температуре 160°С, удельном давлении 300 кг/см<sup>2</sup> в течение 10 мин (1 мин на 1 мм толщины изделия).

Основные физико-механические свойства образцов приведены в таблице.

Таблица

Объемный вес, г/см <sup>3</sup>	Водопоглощение за 24 часа, г/0,м <sup>2</sup>	Маслостойкость, %	Кислотостойкость, %	Предел прочности, кг/см <sup>2</sup>			Временное сопротивление срезу, кг/см <sup>2</sup>	Удельная ударная вязкость, кг/см·см <sup>2</sup>
				на растяжение	на сжатие	на статический изгиб		
1,3	0,18	0,04	0,43	343	1613	356	330	5,7

Исследования температурного и эксплуатационного режима работы узла трения проводили на машине трения по схеме ролик—кошодка. В течение всего периода испытаний фиксировались моменты трения и температура образца.

С ростом температуры увеличивается фактическая площадь контакта, возрастает действие поверхностных сил — молекулярных, электростатических, диффузионных, адгезионных — сопровождающееся ростом тангенциального сопротивления движению (силы трения).

Температура в период работы узла не остается постоянной. При трении твердых тел происходит периодическое изменение температуры на поверхности трения, обусловленное состоянием трущихся поверхностей, их физико-механическими свойствами, нагрузкой и скоростью скольжения. Рост температуры происходит до определенного предела. Этот предел связан с наступлением стационарного теплового режима, при котором величина температуры, ее распределение по глубине и теплоотводу стабилизируются (рис. 2). Период стабилизации температуры зависит от удельного давления и скорости скольжения.

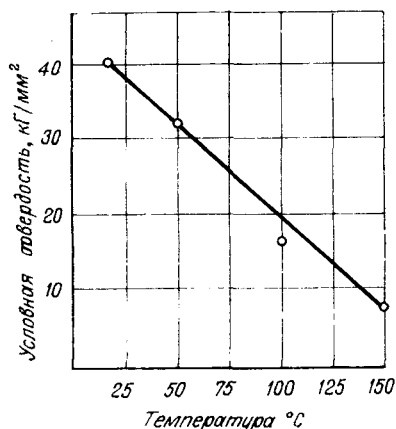


Рис. 1. Зависимость твердости образца цельнопрессованного древесного пластика от температуры

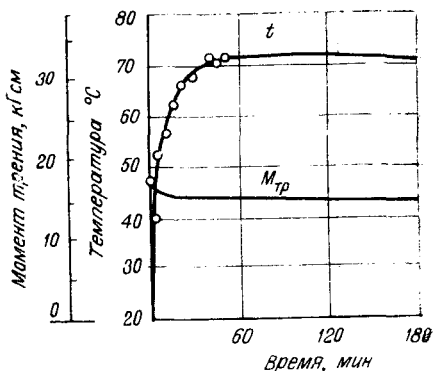


Рис. 2. Характер стабилизации температуры и момента трения во времени:  $P=25$  кг/см<sup>2</sup>;  $v=0,57$  м/сек (смазка граничная)

Распределение и изменение температуры в поверхностной зоне и глубинных слоях неметаллического вкладыша и стальной цапфы резко различны. В поверхностном слое происходит колебание температуры при любом режиме работы в то время, как в глубине трущихся масс при стационарном тепловом режиме температура сохраняется стабильной.

При искусственном охлаждении или подводе тепла к узлу трения наблюдается закономерное уменьшение или увеличение температуры как на поверхности контакта, так и в глубине материала. Как видно из графика (рис. 3, а), в начальный пусковой момент наблюдается резкий рост температуры во всех точках замера (точки 1, 2, 3, 4; рис. 3, б). В дальнейшем происходит медленный спад температуры и ее стабилизация.

При охлаждении узла температура снижается во всех точках с некоторым увеличением температурного градиента в зоне трения. При дополнительном подводе тепла (режим с отрицательной теплоотдачей) температура резко возрастает с последующим незначительным снижением.

Измерение температуры образцов производилось термопарами. Горячий спай вклеивался во внутрь испытуемого образца на расстоя-

нии 1 мм от его поверхности (точки 1, 2, 3, 4) и с выходом на поверхность (точка O). При испытании нагрузка и скорость были постоянными  $P=10 \text{ кг/см}^2$ ;  $v=0,57 \text{ м/сек}$ .

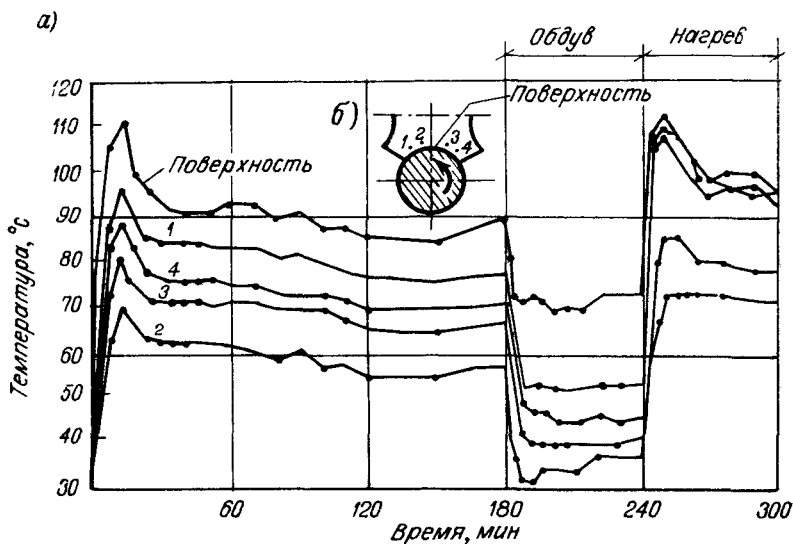


Рис. 3. Характер распределения температуры в образце и на поверхности контакта:  
 $P=10 \text{ кг/см}^2$ ;  $v=0,57 \text{ м/сек}$  (сухое трение)

Изменение температуры приводит к изменению момента трения (рис. 4)

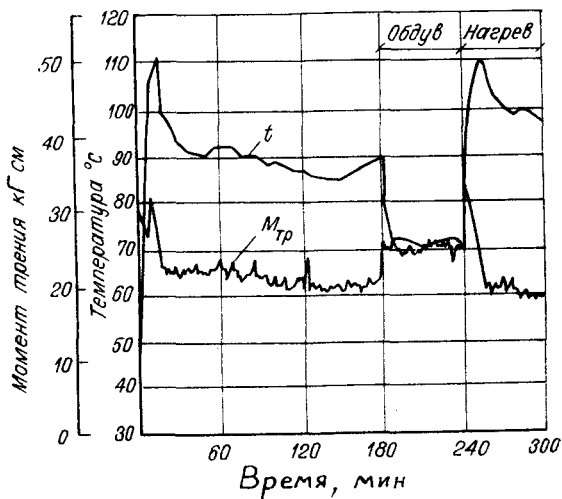


Рис. 4. Изменение момента трения в зависимости от температуры на поверхности контакта:  
 $P=10 \text{ кг/см}^2$ ;  $v=0,57 \text{ м/сек}$  (сухое трение)

В период стабилизации температуры, при работе в нормальных условиях, наблюдается снижение момента трения, а в период искусственного охлаждения и снижения температуры — увеличение момента

трения. В период роста температуры следует резкий скачок момента трения с последующим незначительным снижением и стабилизацией.

Можно предположить наличие смазочного действия размягченного поверхностного слоя пластика в период стабилизации температуры, увеличение молекулярного, электростатического и адгезионного взаимодействия поверхностей в период роста температуры и возрастание механической составляющей сил трения в период снижения температуры.

С ростом момента трения происходит рост контактных температур. На графике рис. 5 изображена зависимость температуры образца от

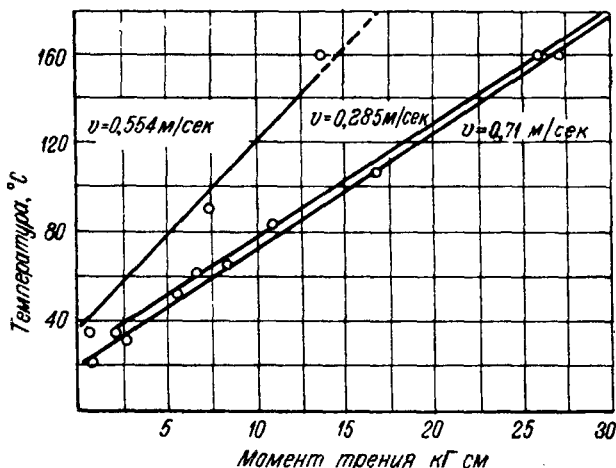


Рис. 5. Зависимость температуры образца от момента трения (смазка граничная)

момента трения и скорости скольжения, из которого видно, что эти зависимости прямолинейны и могут быть выражены уравнением прямой линии:

$$\begin{aligned} \text{при } v=0,285 \text{ м/сек;} & \quad y=5x+26,7; \\ \text{при } v=0,554 \text{ м/сек;} & \quad y=8,6x+31,4; \\ \text{при } v=0,710 \text{ м/сек;} & \quad y=5,2x+21. \end{aligned}$$

Предельные контактные температуры трения для цельнопрессованных древесных пластиков находятся в интервале 70—80° С.

Определение контактных температур имеет большое значение при оценке работоспособности узла при тех или иных эксплуатационных условиях.

С достаточной для практических целей точностью температура в зоне контакта при сухом и граничном трении определяется, исходя из предположения, что работа трения полностью переходит в теплоту по всей трущейся поверхности и распределяется в одномерном тепловом потоке.

При установившемся режиме работы подшипника температура на поверхности контакта стабилизируется. Все тепло, развивающееся на поверхности контакта  $Q$ , при этом отводится в окружающую среду. При сухом и граничном трении отвод тепла из зоны трения осуществляется в основном валом и в незначительной степени подшипником.

Таким образом, уравнение теплового равновесия подшипника для случая сухого и граничного трения будет иметь вид:

$$Q = Q_{\text{в}} + Q_{\text{п}} \text{ ккал/час}, \quad (1)$$

где  $Q$  — общее количество тепла, возникающее в подшипнике;

$Q_{\text{в}}$  — количество тепла, передаваемое в окружающую среду валом;

$Q_{\text{п}}$  — количество тепла, отводимого подшипником.

Общее количество тепла, выделяющееся при работе подшипника, определяется уравнением:

$$Q = \frac{A}{427} \text{ ккал/сек}, \quad (2)$$

где  $A$  — секундная работа трения, определяемая из предположения равномерного распределения давления по поверхности контакта (рис. 6, а).

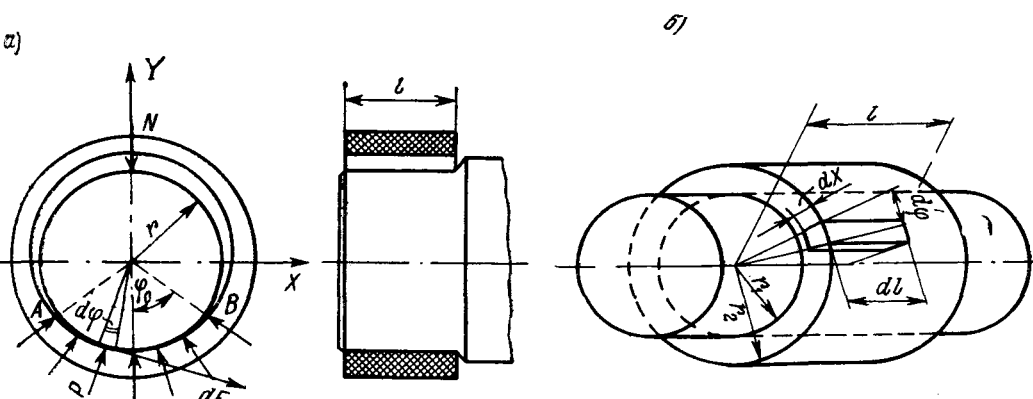


Рис. 6. Расчетная схема:

а — равномерное распределение давления по поверхности контакта;  
б — теплопередача через подшипник

Реакция опоры на элементарную площадку цапфы (см. рис. 6, а)  $dS = l \cdot r \cdot d\varphi$  определяется произведением,

$$p \cdot dS = p \cdot l \cdot r \cdot d\varphi.$$

Для определения удельного давления  $p$  определяем сумму проекций сил на ось  $y$ :

$$N - 2 \int_0^{\varphi_0} p \cdot l \cdot r \cdot \cos \varphi \cdot d\varphi = 0,$$

интегрируя, получаем

$$N = 2p \cdot l \cdot r \cdot \sin \varphi_0.$$

откуда

$$p = \frac{N}{2lr \sin \varphi_0}$$



Секундная работа элементарной силы трения

$$dA = dM \cdot \omega = r \cdot \omega \cdot f \cdot p \cdot l \cdot r \cdot d\varphi = v \cdot f \cdot p \cdot l \cdot r \cdot d\varphi.$$

Секундная работа трения по всей поверхности соприкосновения маффы и подшипника

$$A = 2 \int_0^{\varphi_0} v f p l r d\varphi = 2 v f p l r \varphi_0.$$

Подставляя вместо  $p$  полученное выше значение, найдем:

$$A = N \cdot f \cdot v \frac{\varphi_0}{\sin \varphi_0}.$$

При

$$\varphi_0 = \frac{\pi}{2} \text{ и } \sin \varphi_0 = 1.$$

$$A = N \cdot v \cdot f_0, \quad (3)$$

где  $f_0 = f \frac{\varphi_0}{\sin \varphi_0}$  — приведенный коэффициент трения.

Подставляя значение работы  $A$  из формулы (3) в формулу (2), получим:

$$Q = \frac{A}{427} = \frac{N \cdot v \cdot f_0}{427} \text{ ккал/сек},$$

где 427 — механический эквивалент теплоты, выраженный в  $\text{кгм/сек}$  или в  $\text{ккал/час}$ :

$$Q = 8,43 N \cdot v \cdot f_0 \text{ ккал/час}. \quad (4)$$

В действительности нагрузка  $N$ , действующая на подшипник, вследствие зазора воспринимается не всей опорной плоскостью подшипника, равной  $0,5\pi \cdot dl$ , а только частью ее, ограниченной углом  $2\varphi_0$ . Давление на этой поверхности распределяется неравномерно, изменяясь от нуля в точках  $A$  и  $B$  (см. рис. 6, а) до максимального в центре  $P_{\text{макс}}$ .

Чтобы определить  $Q_n$ , рассмотрим схему теплопередачи через подшипник (рис. 6, б). Примем следующие допущения:

1. Распределение удельных давлений по площади контакта является постоянным.
2. Температура на поверхности трения в зоне рабочего угла  $\varphi$  постоянна, тепло распространяется только в радиальном направлении.
3. Материал однороден и при нагревании в нем не происходит изменения агрегатного состояния.
4. Термические коэффициенты независимы от удельного давления и температуры.

Количество тепла, в соответствии с законом Фурье, переданное через площадку  $dS$  за время  $d\tau$  будет:

$$dQ_n = -\lambda \frac{dt}{dx} \cdot dS \cdot d\tau,$$

где  $\lambda$  — коэффициент теплопроводности,  $\text{ккал/м час} \cdot \text{град}$ ;

$\frac{dt}{dx}$  — температурный градиент.

Заменяя  $dS = x \cdot d\varphi_n \cdot dl$ ,

запишем

$$dQ_n = -\lambda \frac{dt}{dx} x d\varphi_n dl \cdot d\tau.$$

Количество тепла, переданное через подшипник за 1 час

$$Q_n = \int dQ_n = -\lambda \varphi_n l x \frac{dt}{dx},$$

тогда

$$dt = \frac{Q_n}{\lambda \cdot \varphi_n \cdot l} \cdot \frac{dx}{x}$$

откуда

$$t = -\frac{Q_n}{\lambda \varphi_n l} \ln x + c.$$

Примем граничные значения

при  $t=t_1$ ;  $x=r_1$  и  $t=t_2$ ;  $x=r_2$ ,

$$Q_n = \frac{\lambda \cdot \varphi_n \cdot l}{\ln \frac{d_2}{d_1}} \cdot (t_1 - t_2) \text{ ккал/час.}$$

В случае трехслойного подшипника (втулка, обойма, корпус) каждый слой имеет различную теплопроводность:

$$Q_{вт} = \frac{\lambda_{вт} \cdot \varphi_n \cdot l}{\ln \frac{d+2\delta}{d}} \cdot (t_p - t_1) \text{ ккал/час;}$$

$$Q_{об} = \frac{\lambda_{об} \cdot \varphi_n \cdot l}{\ln \frac{d+2\delta}{D}} \cdot (t_1 - t_2) \text{ ккал/час;}$$

$$Q_{кор} = \frac{\lambda_{кор} \cdot \varphi_n \cdot l}{\ln \frac{D_k}{D}} \cdot (t_2 - t_k) \text{ ккал/час,}$$

где  $t_p$  — установившаяся рабочая температура в зоне трения;

$t_1$  — температура внутреннего диаметра обоймы;

$t_2$  — температура внутреннего диаметра корпуса;

$t_k$  — температура на поверхности корпуса;

$d$  — внутренний диаметр подшипника, м;

$\delta$  — толщина стенки втулки, м;

$D$  — наружный диаметр подшипника, м,

$D_k$  — наружный диаметр корпуса подшипника, м.

Количество тепла, отдаваемое с поверхности корпуса подшипника по закону Ньютона, составит:

$$Q_k = \alpha_k \cdot F \cdot (t_k - t_0) \text{ ккал/час,}$$

где  $\alpha_k$  — коэффициент теплоотдачи поверхности корпуса;

$t_0$  — температура окружающего воздуха;

$F$  — поверхность охлаждения, ограниченная рабочим углом подшипника,  $\varphi_n$ .

Количество тепла, отданное через каждый слой, равно количеству тепла, отданному с поверхности в окружающую среду:

$$Q_{\text{п}} = \frac{\varphi_{\text{п}} \cdot l (t_{\text{п}} - t_0)}{\frac{1}{\lambda_{\text{вт}}} \cdot \ln \frac{d+2\delta}{d} + \frac{1}{\lambda_{\text{об}}} \cdot \ln \frac{D}{d+2\delta} + \frac{1}{\lambda_{\text{к}}} \cdot \ln \frac{D_{\text{к}}}{D} + \frac{1}{\alpha_{\text{к}}} \cdot \frac{2}{D_{\text{к}}}}$$

Выражение в знаменателе представляет собой термическое сопротивление подшипника и обозначается  $\frac{1}{K_{\text{п}}}$

$$\frac{1}{K_{\text{п}}} = \frac{1}{\lambda_{\text{вт}}} \cdot \ln \frac{d+2\delta}{d} + \frac{1}{\lambda_{\text{об}}} \cdot \ln \frac{D}{d+2\delta} + \frac{1}{\lambda_{\text{к}}} \ln \frac{D_{\text{к}}}{D} + \frac{1}{\alpha_{\text{к}}} \cdot \frac{2}{D_{\text{к}}} \frac{\text{м} \cdot \text{час} \cdot ^\circ\text{С}}{\text{ккал}}$$

В окончательном виде

$$Q_{\text{п}} = K_{\text{п}} \cdot \varphi_{\text{п}} \cdot l (t_{\text{п}} - t_0) \text{ ккал/час.} \quad (5)$$

Тепло ствдится валом в обе стороны подшипника и может быть количественно определено формулой:

$$Q_{\text{в}} = F_{\text{в}} \cdot K (t_{\text{в}} - t_0) \text{ ккал/час,}$$

где  $F_{\text{в}}$  — поверхность вала, соприкасающаяся с воздухом (принимается в пределах 3—4 диаметра вала от края подшипника в каждую сторону),  $\text{м}^2$ ;

$K$  — коэффициент теплопередачи от вала к воздуху, принимается от 7,5 до 12,5 в зависимости от подвижности воздуха;

$t_{\text{в}}$  — температура вала;

$t_0$  — температура воздуха.

При  $t_{\text{в}} = t_{\text{п}}$

$$Q_{\text{в}} = F_{\text{в}} \cdot K (t_{\text{п}} - t_0) \text{ ккал/час.} \quad (6)$$

Подставляя в формулу (1) значение  $Q$ ,  $Q_{\text{п}}$  и  $Q_{\text{в}}$  (формулы 4, 5, 6), получим

$$8,43 \cdot p \cdot v \cdot f = K_{\text{п}} \cdot \varphi_{\text{п}} \cdot l (t_{\text{п}} - t_0) + F_{\text{в}} \cdot K (t_{\text{п}} - t_0),$$

$$8,43 \cdot p \cdot v \cdot f = (t_{\text{п}} - t_0) \cdot (K_{\text{п}} \cdot \varphi_{\text{п}} \cdot l + F_{\text{в}} \cdot K).$$

Решая уравнение относительно  $t_{\text{п}}$ , получим максимальную температуру нагрева вала (рабочую температуру)

$$t_{\text{п}} = \frac{8,43 p \cdot v \cdot f}{K_{\text{п}} \cdot \varphi_{\text{п}} \cdot l + F_{\text{в}} \cdot K} + t_0 \text{ } ^\circ\text{С.} \quad (7)$$

При работе вала с перерывами максимальная температура нагрева вала (рабочая температура)

$$t_{\text{п}} = \frac{8,43 \cdot p \cdot v \cdot f T_{\text{п}}}{60 (K_{\text{п}} \cdot \varphi_{\text{п}} \cdot l + F_{\text{в}} \cdot K)} + t_0 \text{ } ^\circ\text{С,} \quad (8)$$

где  $T_{\text{п}}$  — суммарное время действительной работы в течение часа.

Для случая работы узла с искусственным охлаждением (смазка) уравнение теплового баланса подшипника примет вид:

$$Q = Q_1 + Q_2 + Q_3, \quad (9)$$

где  $Q$  — количество тепла, развивающегося в результате работы подшипника, определяемое формулой (4);

$Q_1$  — количество тепла, отводимого смазкой, вытекающей в торцы несущей зоны;

$Q_2$  — количество тепла, отводимого смазкой, вытекающей через зазоры ненагруженной зоны;

$Q_3$  — количество тепла, отводимого валом (лучеиспускание, конвекция, контакт) определяется в соответствии с формулой (6).

Количество тепла  $Q_1$  и  $Q_2$ , отводимого смазкой, определяется уравнениями:

$$Q_1 = c_1 \cdot \gamma_1 \cdot G_1 (t_{\text{вых}} - t_{\text{вх}}); \quad (10)$$

$$Q_2 = c_2 \cdot \gamma_2 \cdot G_2 (t_{\text{ср}} - t_{\text{вх}}), \quad (11)$$

где  $c_1$  и  $c_2$  — теплоемкость смазки при различных температурах  $t_{\text{ср}}$  и  $t'_{\text{ср}}$ , ккал/кг·град,

$\gamma_1$  и  $\gamma_2$  — удельный вес смазки при различных температурах  $t_{\text{ср}}$  и  $t'_{\text{ср}}$   
 $G_1$  и  $G_2$  — расход смазки соответственно в несущей и ненагруженной зоне, м<sup>3</sup>/сек;

$t_{\text{ср}}$  — средняя температура смазки  $t_{\text{ср}} = t_{\text{вх}} + \frac{(t_{\text{вых}} - t_{\text{вх}})}{2}$ ;

$t_{\text{вых}}$  — температура выходящей смазки, °С;

$t_{\text{вх}}$  — температура входящей смазки, °С.

Подставляя в формулу (9) значения  $Q_1$ ;  $Q_2$  и  $Q_3$  и приняв  $Q_1=0$ ;  $G_2=G_{\text{общ}}$ ;  $c_2=c_1$  и  $\gamma_1=\gamma_2=\gamma$  можно записать:

$$8,43p \cdot v \cdot f = c \cdot \gamma \cdot G_{\text{общ}} (t_{\text{ср}} - t_{\text{вх}}) + F_B K (t_p - t_0).$$

Решая уравнение относительно  $t_p$ , получим:

$$t_p = \frac{8,43p \cdot v \cdot f - c \cdot \gamma \cdot G_{\text{общ}} (t_{\text{ср}} - t_{\text{вх}})}{F_B \cdot K} + t_0. \quad (12)$$

$$G_{\text{общ}} = \frac{8,43 \cdot p \cdot v \cdot f - F_B \cdot K (t_p - t_0)}{c \cdot \gamma \cdot (t_{\text{ср}} - t_{\text{вх}})} \text{ л/час.} \quad (13)$$

## Выводы

В результате проведенного анализа получены выражения для рабочей температуры (12) и потребного количества охлаждающей жидкости для отвода тепла в подшипнике (13).

*Ю. В. Гнусов, М. С. Мовнин, Г. В. Берзиньш*

## **Модификация прессованной древесины расплавленными металлами**

В настоящее время в узлах трения машин и механизмов все шире находят применение неметаллические материалы, позволяющие не только заменять дефицитные и дорогостоящие цветные металлы, но и по-новому решать ряд технических вопросов, направленных на повышение надежности работы и увеличение срока службы машин и механизмов. Одним из таких материалов является прессованная древесина. Прессованная древесина особенно выгодно отличается от других неметаллических материалов тем, что наряду с высокими физико-механическими показателями и хорошими антифрикционными свойствами она имеет весьма низкую стоимость.

Однако область применения прессованной древесины все еще недостаточна. Объясняется это тем, что она имеет ряд недостатков, которые ограничивают, а иногда и полностью исключают возможность ее широкого применения.

Так, с изменением влажности прессованная древесина изменяет свои размеры. Влага оказывает пластифицирующее действие на прессованную древесину. Она увеличивает ее эластичность, но снижает прочность.

Еще более существенным недостатком прессованной древесины, как антифрикционного материала, является ее низкая теплопроводность и низкая теплостойкость. Как показывает практика, вкладыши из прессованной древесины в большей степени, чем вкладыши из металлических антифрикционных материалов, требуют интенсивного охлаждения, т. е. отвода тепла из зоны трения, так как повышенная температура является главным нежелательным фактором, приводящим к размерной нестабильности, обугливанию и разрушению подшипника.

Теоретические соображения и существующие взгляды на трение и износ дали основание предположить, что повысить работоспособность подшипника из прессованной древесины можно путем увеличения интенсивности отвода тепла с поверхности трения, т. е. увеличения теплопроводности материала или путем уменьшения возможностей теплообразования в зоне трения.

Увеличить теплопроводность прессованной древесины можно путем армирования ее металлом. Однако металл должен достаточно равномерно распределяться по сечению, т. е. образовывать ажурный метал-

лический каркас. Такой пространственный металлический каркас можно получить только путем пропитки прессованной древесины расплавленным металлом. В результате пропитки получается материал, принцип работы которого заключается в том, что металлический каркас отводит тепло, генерируемое на поверхности трения, и способствует стабилизации размеров, а прессованная древесина несет основную часть нагрузки.

Если же подшипник из прессованной древесины работает в условиях переменной влажности и его работоспособность определяется только стабильностью размеров и форм, то достаточно ограничиться пропиткой такими веществами, которые придавали бы древесине водонепроницаемость, не снижая ее антифрикционных свойств.

Пропитка древесины различными веществами известна, в основном, как средство придания древесине стойкости против гниения и возгорания.

Накопленный опыт по пропитке натуральной древесины показывает, что наличие в древесине системы капилляров является условием, достаточным для пропитки древесины любыми, не слишком вязкими жидкостями, как смачивающими, так и не смачивающими стенки клеток.

Для выяснения практической возможности пропитки прессованной древесины металлическими сплавами, в связи с изменением строения древесины при прессовании, необходимы исследования, которые подтвердили бы возможность получения материала с высокими физико-механическими и антифрикционными свойствами.

Первые поисковые эксперименты показали, что известный наиболее эффективный автоклавный способ пропитки с применением вакуума и последующего избыточного давления не приемлем для пропитки прессованной древесины расплавленным металлом из-за длительности и трудоемкости технологического процесса.

После многочисленных экспериментов оказалось, что лучших результатов можно достигнуть, если пропитку прессованной древесины металлом осуществлять с применением высоких давлений. С этой целью была изготовлена специальная установка [1], на которой были проведены исследования по определению оптимальных режимов пропитки.

На качество пропитки прессованной древесины металлом теоретически влияют различные факторы, которые условно можно разбить на три основные группы:

1. Технологические факторы (величина давления, время выдержки под давлением и др.).
2. Физико-биологические свойства прессованной древесины (влажность, пористость, порода древесины и др.).
3. Физические свойства сплавов (температура плавления, вязкость и др.).

Для разработки технологии металлизации прессованной древесины необходимо изучить влияние всех факторов, имеющих значение при пропитке.

В наших исследованиях в качестве исходного материала для пропитки была использована прессованная древесина березы с объемным весом  $1,1-1,2 \text{ г/см}^3$ , получившая наиболее широкое применение в качестве подшипникового материала. Пропитка осуществлялась сплавами на основе олова и свинца. Сплав на основе олова был взят стандартный, марки «Л145», состоящий из олова  $\text{Sn}=49,8$ , свинца  $\text{Pb}=32$  и кадмия  $\text{Cd}=18,2\%$ .

Физико-механические свойства сплава приведены в таблице.

Т а б л и ц а	
Свойства	Величина
Предел прочности при растяжении, $\text{кг/см}^2$	6,7
Относительное удлинение, %	62,5
Твердость по Бринеллю, $\text{кг/мм}^2$	15,3
Удельный вес, $\text{г/см}^3$	7,96
Температура начала затвердевания, °С	145
Электропроводность, $\text{м/ом} \cdot \text{мм}^2$	8,3
Электросопротивление, $\text{ом} \cdot \text{мм}^2/\text{м}$	0,12
Ударная вязкость, $\text{кгм/см}^2$	5,15

Известные свойства сплава позволяют более полно выявить роль металла в получаемом в результате пропитки материале.

Сплав на основе свинца имел следующий состав: свинца  $\text{Pb}=68$ , олова  $\text{Sn}=23$ , кадмия  $\text{Cd}=9\%$ . Температура плавления сплава равна  $235^\circ\text{C}$ . Сплав не стандартный и выбран с целью изучения возможности пропитки прессованной древесины металлами, имеющими более высокую температуру плавления.

Пропитке подвергались заготовки, размер которых обосновывался следующими условиями:

а) заготовки должны обеспечивать возможность изготовления из них образцов для проведения испытаний физико-механических свойств получаемого материала;

б) размеры заготовок не должны значительно отличаться от размеров втулок, изготавливаемых из прессованной древесины согласно ГОСТу 9629—66 с целью разработки общих оптимальных режимов пропитки.

Исходя из этого, для пропитки были взяты заготовки следующих размеров:

1) бруски сечением  $20 \times 20$  и длиной по волокну 5, 10, 20 мм и т. д. через каждые 10 мм до 300 мм, вырезанные из древесины одноосного (ДП-О) и контурного (ДП-К) прессования. Для гнутопрессованной древесины (ДП-ГТ) длина образца по волокну не превышала 20 мм.

2) бруски сечением  $50 \times 50 \times 10$  мм с различным расположением волокон, вырезанные из древесины одноосного прессования (ДП-О);

3) втулки с внутренним диаметром 30 и 50 мм, наружным диаметром соответственно 70 и 90 мм и длиной 80 мм, изготовленные из древесины контурного прессования (ДП-К) и гнутопрессованной древесины (ДП-ГТ).

Чтобы как-то учесть особенности анатомического строения древесины, все заготовки перед пропиткой группировались по плотности.

В целях обеспечения необходимой достоверности результатов исследований показатели физико-механических свойств и качество пропитки образцов определялись по 10—32 наблюдениям. Полученные экспериментальным путем данные обрабатывались общепринятым методом математической статистики. Математическая обработка данных доказала их достоверность. Показатель точности не превышает 5%.

Проведенные исследования показали, что глубина, а следовательно и степень металлизации, зависит от следующих факторов:

1. **От величины давления.** Наличие в древесине системы капилляров создает условия для ее пропитки смачивающими древесину мало-вязкими жидкостями за счет использования сил капиллярного давления. Чем тоньше капилляры, тем больше капиллярные силы и тем выше подъем жидкости. В наиболее тонких капиллярах капиллярные силы доходят до 15 ат и выше.

Капиллярные силы являются основным препятствием при пропитке древесины не смачивающими ее жидкостями, в частности металлами, так как в этом случае они действуют в направлении, обратном движению жидкости. Поскольку прессованная древесина имеет более мелкие капилляры, чем натуральная древесина, то для ее пропитки металлами требуется высокое давление. Чем больше давление, тем в более мелкие капилляры может проникнуть металл.

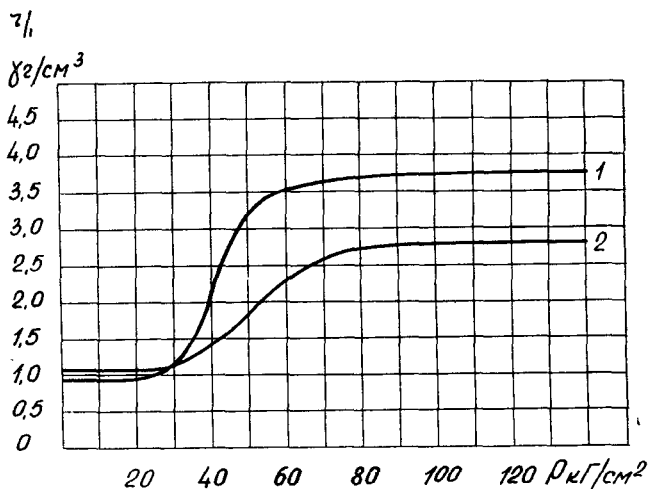


Рис. 1. Поглощение металла древесиной в зависимости от величины давления:

1 — для ДП-ГТ с объемным весом в абсолютно сухом состоянии  $0,95 \text{ г/см}^3$ ; 2 — для ДП-К и ДП-О с объемным весом в абсолютно сухом состоянии  $1,1 \text{ г/см}^3$

На рис. 1 показано увеличение объемного веса образцов из гнупто-прессованной древесины (ДП-ГТ) с исходным объемным весом в абсолютно сухом состоянии  $0,95 \text{ г/см}^3$  в зависимости от величины давления (кривая 1), увеличение объемного веса образцов из древесины контурного (ДП-К) и одноосного (ДП-О) прессования с исходным объемным весом в абсолютно сухом состоянии  $1,1 \text{ г/см}^3$  в зависимости от величины давления (кривая 2).

Из рис. 1 видно, что наиболее интенсивная пропитка древесины металлом происходит при увеличении давления до  $50\text{--}80 \text{ кг/см}^2$ . Увеличение давления до  $100\text{--}120 \text{ кг/см}^2$  приводит лишь к незначительному увеличению объемного веса образцов. Дальнейшее повышение давления не приводит к увеличению поглощения металла древесиной.

Проведенные исследования показывают, что для пропитки прессованной древесины с исследуемым объемным весом давление в  $50\text{--}80 \text{ кг/см}^2$  является минимально необходимым.



**2. От вязкости сплава.** Сплав, имеющий большую вязкость, заполняет более крупные сосуды и для максимальной степени металлизации требует большего давления. Для некоторого снижения вязкости необходимо перегреть сплав, что не всегда возможно из-за низкой теплоустойчивости древесины. Желательно, чтобы сплав был нагрет выше точки плавления не более чем на 5—10°С. В этом случае сплав, заполнив поры древесины, быстро застывает и не выливается обратно после снятия давления вследствие «отдачи».

В настоящее время еще нет данных о максимальной вязкости при которой возможна пропитка прессованной древесины. Однако для металлических сплавов, дающих эвтектику, можно считать, что вязкость их достаточно низка и зависит от температуры лишь в незначительной степени.

**3. От температуры сплава.** Высокая температура отрицательно влияет на прочность древесины. Однако из работ Н. Н. Чулицкого известно, что влияние высоких температур на механические свойства древесины находится в зависимости не только от значения температуры, но и от продолжительности ее действия. Именно продолжительность нагрева является решающим фактором в вопросе влияния температуры на механические свойства древесины.

Металлы не оказывают никакого влияния на прессованную древесину и сами по себе не могут ее разрушить даже при повышенных температурах. Следовательно, допустимый нагрев прессованной древесины во время пропитки ее металлами зависит только от способности самой древесины выдерживать кратковременный нагрев без ухудшения своих механических свойств.

Известно [2], что при весьма длительном воздействии температуры порядка 100°С в древесине могут возникнуть химические изменения, влекущие за собой падение прочности, но с заметной скоростью эти процессы протекают лишь при температуре 170—200°С. Следовательно, с целью использования металлических сплавов с более высокой температурой плавления (они, как правило, дешевле) процесс пропитки необходимо вести как можно быстрее.

По нашим исследованиям, максимальная рабочая температура сплава не должна превышать 240°С, так как дальнейшее повышение хотя и возможно (до 260—280°С), но ведет к некоторому снижению механических свойств металлопрессованной древесины вследствие частичного усиленного разложения древесины.

**4. От температуры прессованной древесины в момент погружения ее в расплавленный металл.** Чем выше температура прессованной древесины, тем меньше воздуха в ней находится (вследствие расширения) и тем свободнее идет металлизация.

Желательно иметь температуру заготовок в момент погружения в расплав, равной температуре плавления сплава. Тогда металлизация занимает наиболее короткий промежуток времени, так как металл, зреникая в прессованную древесину, не охлаждается и не снижает своей вязкости.

**5. От влажности прессованной древесины.** Чем большую влажность имеет заготовка, тем хуже идет пропитка. Более того, пропитка прессованной древесины металлическим сплавом с температурой плавления выше 100°С вообще невозможна до тех пор, пока влажность древесины не снизится до абсолютного нуля и заготовка не прогреется до температуры плавления сплава. Это объясняется тем, что выде-

ляющиеся пары воды не дают возможности расплавленному металлу проникать в древесину. Кроме того, заготовка с большой влажностью быстро охлаждает металл, который образует в начале капилляров пробки из застывшего металла, мешающие дальнейшему проходу расплавленному металлу. Даже значительное повышение давления (до 150 *ати*) в таких случаях не дает положительного эффекта.

На рис. 2 показана микроструктура участка ( $\times 200$ ) прессованной древесины, подвергшейся пропитке сплавом на основе олова под давлением 140 *ати* при влажности  $W=10\%$  в течение 1,5 *мин.*

Из рис. 2 видно, что поверхностный слой прессованной древесины, успевший за это время высохнуть в сплаве и прогреться до температуры плавления сплава, пропитался металлом, а более глубокие слои остались непропитанными, так как повышенная влажность способствовала охлаждению сплава и образованию металлических пробок в начале капилляров.

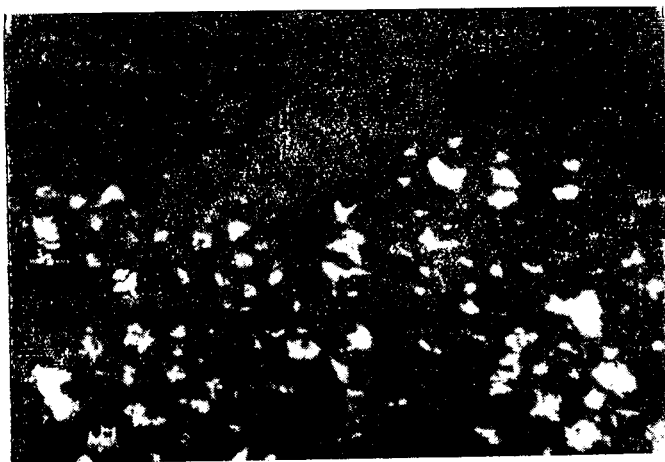


Рис. 2. Микроструктура участка ( $\times 200$ ) прессованной древесины, не пропитавшейся полностью

Исследования показали, что повышенная влажность заготовок ведет к удлинению процесса пропитки, затруднению контроля за процессом, к необходимости нагрева сплава до более высокой температуры, а в связи с этим к снижению физико-механических свойств металлопрессованной древесины за счет усиленного разложения древесины.

Необходимо процесс вести так, чтобы металл быстро проникал в поры древесины и быстро затвердевал, в противном случае при уменьшении давления металл вытекает обратно из наиболее крупных пор вследствие «отдачи». Однако общее количество вытекаемого металла невелико.

**6. От быстроты повышения давления и времени выдержки под давлением.** В результате исследований установлено, что увеличение периода выдержки под давлением не приносит никакой пользы, если не достигнуто минимально необходимое для данного случая давление.

Желательно повышать давление как можно резче. При этом сплав, перегретый на 5—10°С выше температуры плавления, быстро заполняет поры и быстро затвердевает, оставшись там.

Медленное повышение давления, а следовательно и увеличение продолжительности выдержки заготовок под давлением, может быть оправдано лишь в том случае, когда заготовка хотя и не имеет влаги, но в момент погружения в расплавленный металл имеет температуру, несколько ниже температуры сплава. В этом случае создаются несколько лучшие условия для пропитки вследствие равномерного прогрева древесины.

Увеличение времени выдержки прессованной древесины под давлением может быть оправдано также тем, что под действием высокой температуры несколько снижается ее влагопоглощение и разбухание. Чем выше температура и чем дольше этот процесс продолжается, тем менее гигроскопичным становится получаемый материал.

Однако следует заметить, что такая «термообработка» целесообразна лишь в том случае, когда рабочая температура сплава не превышает 150—170° С.

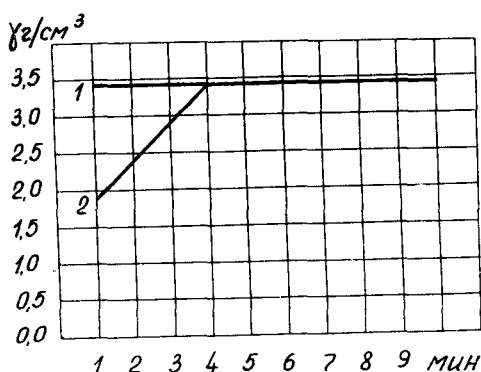


Рис. 3 Поглощение металла древесиной в зависимости от выдержки под давлением ( $P=80$  атм):

1 — образцы прогреты до температуры сплава; 2 — температура образцов ниже температуры сплава

Кривая 2 показывает изменение объемного веса образцов из древесины контурного и одноосного прессования с исходным объемным весом в абсолютно сухом состоянии  $1,01$  г/см<sup>3</sup> в зависимости от времени выдержки под давлением, при следующих условиях:

1) образцы высушивались до абсолютно сухого состояния и прогревались до температуры 110—120° С;

2) образцы погружались в расплавленный металл и сразу же подавалось давление 80 атм.

Из рис. 3 видно, что образцы, имеющие температуру в момент подачи давления ниже температуры сплава, пропитываются неравномерно и плохо (кривая 2). Для этих образцов увеличение продолжительности выдержки под давлением приводит к увеличению поглощения металла древесиной. Если образцы в момент подачи давления имеют температуру, равную температуре сплава, то увеличение продолжительности выдержки под давлением не приводит к увеличению поглощения металла древесиной (прямая 1).

**7. От породы прессованной древесины.** Специфичность строения присуща всякой древесине и, естественно, следует ожидать, что породы

На рис. 3 показано изменение объемного веса образцов из древесины контурного и одноосного прессования с исходным объемным весом в абсолютно сухом состоянии  $1,01$  г/см<sup>3</sup> в зависимости от времени выдержки под давлением. При этом для кривой 1 условия эксперимента были следующие:

1) образцы высушивались до абсолютно сухого состояния и прогревались до температуры 110—120° С;

2) образцы погружались в расплавленный металл и прогревались до температуры сплава;

3) после прогрева образцов подавалось давление 80 атм.

с различной оснащенностью порами будут пропитываться различно. Чем больше пор имеет данная порода древесины, тем легче и более равномерно она будет пропитана.

Породы натуральной древесины различаются по трудности пропитки, а самое главное, по равномерности пропитки. Такая же классификация сохраняется, по нашему мнению, и для прессованной древесины этих пород. Из исследованных пород прессованной древесины наиболее легко пропитывались следующие породы: береза, клен, граб. Хуже — бук.

**8. От степени прессования прессованной древесины.** С увеличением степени прессования пропитка затрудняется. Это объясняется нарушением строения древесины при прессовании и уменьшением размера пор. Пропитка прессованной древесины с объемным весом более  $1,25—1,30 \text{ г/см}^3$  в абсолютно сухом состоянии затруднительна и, по нашему мнению, не имеет смысла.

Вообще же, используя прессованную древесину с различным объемным весом, можно получать металлопрессованную древесину с содержанием металла от 0 до 60—70% по объему.

Следует отметить, что объем поглощения металла в значительной степени зависит от технологического режима прессования древесины. В том случае, когда древесина подвергается значительным химическим изменениям при прессовании, что особенно наблюдается при получении прессованной древесины с объемным весом  $1,2 \text{ г/см}^3$  и выше, объем поглощения металла снижается, а самое главное наблюдается неравномерное распределение металла по сечению заготовки.

**9. От пороков прессованной древесины.** К порокам, препятствующим проникновению металла в прессованную древесину, относятся: внутренние сучки и засмоленные участки. Внутренние сучки совершенно не пропитываются металлом, однако, они не мешают пропитке лежащих за ними слоев древесины.

Из сказанного ясно, что металлизация прессованной древесины занимает мало времени, а количество внедренного в древесину металла и равномерность его распределения по сечению заготовки зависят от режима пропитки.

На рис. 4 показан график режима пропитки. Сплошными линиями на графике обозначены следующие стадии процесса пропитки: 1 — повышение давления до 50—80 *ати* в течение 20—40 *сек*; 2 — поддержание этого давления в течение 1—5 *мин* (не обязательно); 3 — сброс давления.

При данном режиме пропитки заготовки в момент погружения их в расплавленный металл не имеют влаги и прогреты в сушильном шкафу до температуры плавления сплава (в этом случае выдержка под давлением в течение 1—5 *мин* не обязательна) или до температуры 110—120°С (в этом случае выдержка под давлением в течение 1—5 *мин* обязательна). Прогрев заготовок до температуры плавления сплава или до температуры 110—120°С определяется величиной температуры плавления сплава, используемого для пропитки.

Указанный режим пропитки является наиболее желательным, так как он позволяет вести пропитку прессованной древесины металлическими сплавами с более высокой температурой плавления.

Штрих-пунктирными линиями на графике обозначены следующие стадии процесса пропитки: 1 — прогрев заготовки в расплавленном металле до температуры плавления металла, время прогрева зависит от размера заготовки; 2 — повышение давления до 50—80 *ати* в течение

ние 20—40 сек; 3 — поддержание этого давления в течение 1—5 мин (не обязательно); 4 — сброс давления.

Данный режим пропитки является нежелательным и может быть применен лишь при пропитке древесины различными веществами с невысокой температурой плавления (до 150°С).

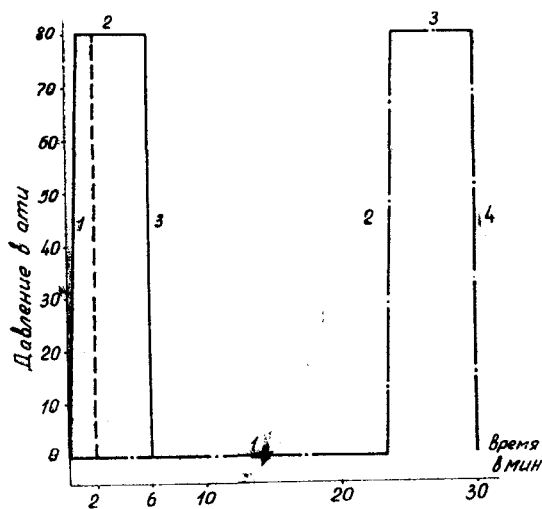


Рис. 4. График режима пропитки

Из приведенного на рис. 4 графика видно, что в зависимости от принятой технологии время металлизации колеблется в довольно широких пределах от 2 до 30 мин.

Большое влияние на свойства металлопрессованной древесины оказывает режим охлаждения заготовки после пропитки. Желательно охлаждать заготовку в масле. При этом масло, пропитывая заготовку, способствует затруднению проникновения влаги или воды, и увеличивает тем самым надежность сохранения размеров, в результате чего уменьшается возможность разбухания или усыхания изделий из металлопрессованной древесины при

переменной влажности в окружающей среде.

Проведенные исследования показывают, что прессованная древесина может быть пропитана расплавленными металлами с температурой плавления, не превышающей 230—240°С. Пропитывать прессованную древесину необходимо в абсолютно сухом и прогретом до температуры плавления сплава состоянии под давлением не менее 50—80 ати.

Технология пропитки проста, непродолжительна по времени и поддается автоматизации.

## Литература

1. Гнусов Ю. В. Пропитка прессованной древесины цветными металлами. Г сб. «Прессованная древесина и ее применение в машиностроении и при ремонте машин». Киев, 1967 г.
2. Серговский П. С. Гидротермическая обработка древесины. Гослесбумиздат, 1958.

**Н. В. Ващев**

## **Гигроскопичность уплотненной древесины**

Вопрос о возможности применения уплотненной древесины мягких лиственных пород в производстве колодок для обуви тесно связан с ее гигроскопичностью.

Колодки для обуви из древесины в процессе изготовления, транспортирования и эксплуатации находятся под воздействием внешних условий, определяемых состоянием воздуха — его температурой  $t$  и относительной влажностью  $\phi$ .

Следовательно необходимо создавать такие условия эксплуатации колодок для обуви из древесины, чтобы их влажность не превышала норм, установленных ГОСТом 3927—64 «Колодки обувные деревянные», по которому влажность деревянных колодок равна  $8 \pm 1\%$ .

Для обеспечения данной влажности древесины колодок необходимо поддерживать в цехе следующие параметры воздуха:

$$t = 20 \div 25^\circ \text{C}, \quad \phi = 35 \div 65\%.$$

На воздухе, при нормальных атмосферных условиях, уплотненная древесина ведет себя как и натуральная, т. е. обладает гигроскопичностью, а вместе с этим — размеро- и формоизменяемостью.

Мерой способности древесины поглощать влагу могла бы служить величина предела гигроскопичности. Однако для этого потребовалось бы слишком длительная выдержка образцов при испытании, поэтому продолжительность выдержки, как правило, заранее ограничивают.

Исследованиями установлено, что у древесины, уплотненной с предварительным нагревом, равновесная влажность ниже, чем у естественной (неуплотненной) древесины. Равновесная влажность зависит от температуры прогрева древесины. Она тем ниже, чем выше температура во время уплотнения. А. В. Апостолом установлена следующая зависимость равновесной влажности от температуры нагрева в течение 8 час:

$$W_t = W_0 - Kt,$$

где  $W_0$  — равновесная влажность натуральной древесины, %;

$t$  — температура нагрева древесины в течение 8 час;

$K$  — коэффициент, зависящий от влажности воздуха.

По исследованиям Я. Л. Солечника, гигроскопичность древесины зависит от количества блокированных водородной связью гидроксильных молекул целлюлозы, гемицеллюлоз и лигнина, входящих в состав дре-

весины: чем их больше, тем меньше адсорбционная способность древесины к водяным парам, а следовательно, и ниже ее равновесная влажность.

С ростом температуры и продолжительности ее действия происходит уменьшение количества пентозанов в древесине, в результате чего увеличивается количество заблокированных гидроксидов.

Исследования гигроскопических свойств уплотненной древесины направлены на установление кинетики увлажнения и сроков достижения равновесной влажности древесины при определенных  $t$  и  $\phi$  воздуха.

Экспериментальные исследования проводились на образцах древесины осины размером  $30 \times 20 \times 20$  мм со степенями уплотнения 0,40; 0,45; 0,50. Были приняты диапазоны увлажнения от  $8 \pm 1\%$  до  $30\%$ , т. е. от начальной производственной влажности до влажности, равной точке насыщения волокна. Увлажнение образцов до принятых степеней влажности (15, 20, 25,  $30\%$ ) производилось в эксикаторах с использованием водных растворов серной кислоты.

Для подбора концентрации кислоты был использован график Н. Н. Чулицкого, по которому для различных влажностей древесины были установлены следующие концентрации серной кислоты:

Равновесная влажность древесины, % . . . . .	15	20	25	30
Концентрация серной кислоты, % . . . . .	30	20	10	2

Наблюдение за влажностью образцов, заложенных в эксикаторы, производилось путем периодических взвешиваний образцов, влажность и вес которых определялись перед заложением в эксикаторы.

Текущая влажность определялась по формуле:

$$W_{\text{тек}} = \frac{G_{\text{тек}} (100 + W_{\text{нач}})}{G_{\text{нач}}} - 100,$$

где  $G_{\text{тек}}$  — текущий вес образцов;

$W_{\text{нач}}$  — начальная влажность образцов перед заложением в эксикаторы;

$G_{\text{нач}}$  — начальный вес образцов перед заложением в эксикаторы.

Каждая группа образцов состояла из 3—5 шт., текущая влажность которых определялась как среднее арифметическое значение от влажности этих образцов. В целях сравнения кроме образцов из уплотненной древесины, увлажнению подвергались образцы из натуральной (неуплотненной) древесины осины без соответствующей обработки.

Так как уплотненная древесина идет на изготовление обувных колодок и влажность ее в процессе эксплуатации должна быть равной  $8 \pm 1\%$ , то при перевозке уплотненной древесины и колодок нужно принимать определенные меры по защите древесины от увлажнения. С этой целью нами были проведены исследования по установлению влагопоглощения уплотненной древесины осины, защищенной различными материалами.

Обработка образцов перед увлажнением производилась следующими материалами:

- 1) покрытие полиэфирным лаком со всех сторон;
- 2) проварка в олифе в течение 2 мин при температуре  $120^\circ \text{C}$ ;
- 3) парафинирование в ванне в течение 60 сек при температуре парафина  $80$ – $85^\circ \text{C}$ .

Выдержка образцов в эксикаторах длилась 68—70 суток. Влагопоглощение образцов, в зависимости от времени, при определенных значениях  $t$  и  $\phi$  воздуха в эксикаторах характеризуют графики (рис. 1, а, б). На рис. 1, а  $t$  и  $\phi$  воздуха соответствуют равновесной

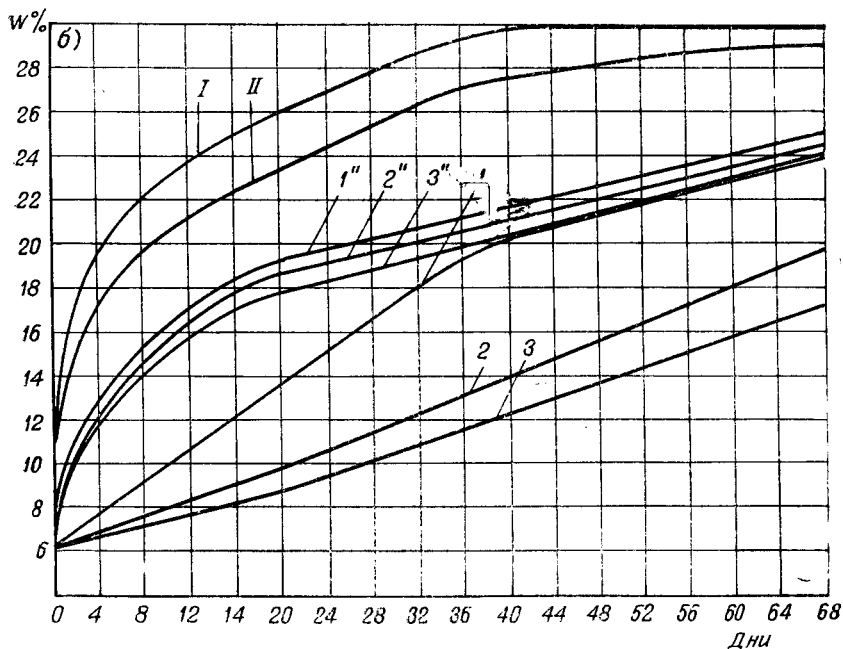
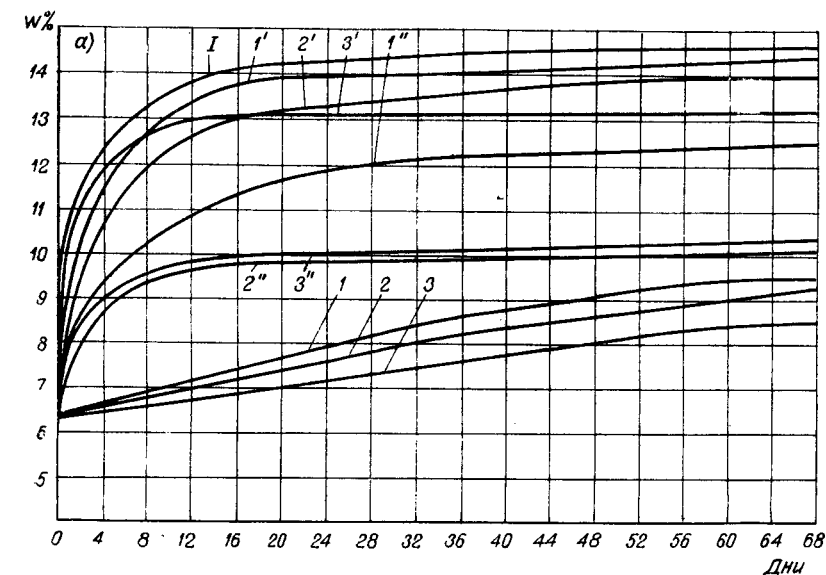


Рис. 1. Графики зависимости водопоглощения образцов от времени

влажности древесины в 15%, а на рис. 1, б — 30%. По горизонтальной оси отложены сроки выдержки образцов в эксикаторах в сутках, по вертикальной — средняя влажность образцов.



Кривые 1, 2, 3 характеризуют гигроскопичность образцов из уплотненной древесины осины, покрытой парафином; кривые 1', 2', 3' — проваренной олифой; 1'', 2'', 3'' — незащищенных образцов из уплотненной осины и 1 — натуральной древесины осины (неуплотненной).

Во всех случаях обозначенные на графиках цифры 1, 2, 3 относятся, соответственно, к степеням уплотнения 50, 45, 40%.

Натуральная древесина осины более активно поглощает влагу (см. рис. 1, а, б) и, следовательно, при одинаковых сроках увлажнения имеет среднюю влажность выше, чем уплотненная не защищенная и уплотненная защищенная парафином древесина. Установлено также, что степень уплотнения оказывает влияние на влагопоглощение: чем выше степень уплотнения, тем больше влагопоглощение. Данные результаты исследований противоречат в некоторой степени выводам о том, что с увеличением степени уплотнения равновесная влажность уменьшается.

Наши эксперименты подтверждают выводы А. В. Апостола и П. Н. Хухрянского о том, что на равновесную влажность уплотненной древесины с предварительным пропариванием влияет не степень прессования (уплотнения), а режим тепловой обработки (продолжительность и температура нагрева).

Рядом исследователей доказано, что с увеличением температуры нагрева в период прессования равновесная влажность древесины уменьшается. Этот вывод распространяется и на неуплотненную древесину, у которой после термической обработки при повышенных температурах равновесная влажность понижается.

Рост влагопоглощения, а следовательно и влажности, с увеличением степени уплотнения объясняется тем, что при разбухании клетки, уплотненные (сжатые) при прессовании, выпрямляются и полости их увеличиваются. При этом в клетках появляется разряженное давление (определенный вакуум), и они сильнее поглощают (втягивают) влажный воздух.

Образцы, покрытые полиэфирным лаком ПЭ-220, совершенно не предохраняются от влагопоглощения.

Аналогично этому ведут себя образцы, поверхности которых пропитаны олифой.

Таким образом, лучшим средством, уменьшающим влагопоглощение уплотненной древесины, является обработка ее нагретым парафином (а более длительная пропитка видимо даст лучшие результаты). Защита парафином колодок из уплотненной древесины является эффективным средством, предохраняющим их от увлажнения под воздействием переменных  $t$  и  $\varphi$  воздуха. В основном увлажнение колодок может происходить при транспортировке и при хранении в условиях с повышенной относительной влажностью воздуха. Эксплуатация же колодок при пошиве обуви происходит в нормальных условиях (если не считать увлажнения их от материала обуви), т. е. при  $t=20 \div 25^\circ$  и  $\varphi=50 \div 60\%$ . При этом практически не происходит изменений формы и размеров колодок.

Уплотненная древесина, предназначенная для изготовления колодок, будет иметь влажность 7--9%. Проведенные нами исследования по увлажнению уплотненной древесины, покрытой парафином, показали, что последняя, находясь при различных значениях  $t$  и  $\varphi$  воздуха, соответствующих равновесной влажности древесины в 15, 20, 25 и 30%, увлажняется от 6,2 до 9% за сравнительно длительное время.

Сроки достижения образцами средней влажности 9%, при нахождении в различных условиях, представлены в таблице.

Таблица

Степени уплотнения	Условия среды ( $t$ и $\varphi$ воздуха), соответствующие равновесной влажности древесины $W$ , %			
	15	20	25	30
	Время, за которое влажность древесины (средняя) увеличится с 6,8% до 9%, <i>сутки</i>			
40	80	46	44	22
45	60	35	28	14
50	48	26	18	8

Анализируя условия эксплуатации колодок для обуви и данные таблицы, можно сделать следующие выводы:

1. Наиболее тяжелые условия, в которых могут находиться колодки и заготовки для них, видимо, не превысят равновесную влажность 20—25%.

2. Древесина, идущая на изготовление колодок и имеющая степень уплотнения 30—40%, достигнет влажности 9% за 45—50 суток, т. е. за сравнительно длительный срок, который дает возможность совершенно безопасно хранить колодки на складе и перевозить их к местам потребления.

3. Учитывая то, что заготовки для обувных колодок будут находиться ограниченное время в тяжелых условиях (при повышенной влажности воздуха) производство их из уплотненной древесины мягких лиственных пород можно организовать непосредственно у сырьевых баз с последующей доставкой на колодочные фабрики, что экономически будет выгодно, а технически целесообразно.

4. Колодки, изготавливаемые из уплотненной древесины на колодочных фабриках, также мало будут изменять свои размеры и форму при транспортировании на обувные фабрики, так как они в процессе изготовления проходят операции полирования воском, что предохраняет их от увлажнения.

В вопросе определения эксплуатационных свойств колодок заслуживают внимания (наряду с гигроскопичностью) исследования влажностных деформаций (набухания) уплотненной древесины

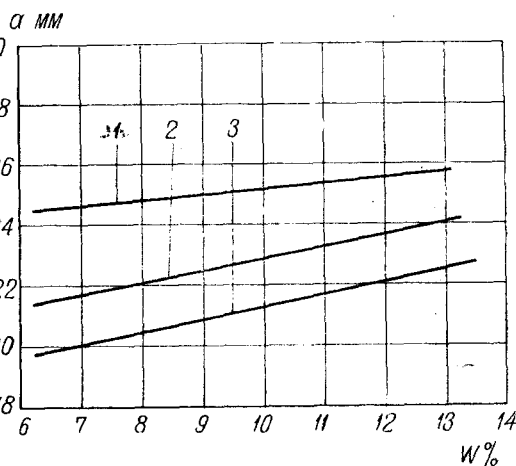


Рис. 2. Изменение абсолютных размеров образцов уплотненной древесины осины по толщине в зависимости от их влажности

Увлажнение образцов производилось при концентрации серной кислоты в 30% (рис. 2) и в 2% (рис. 3). В первом случае состояние воздуха соответствовало равновесной влажности древесины — 15, а во втором — 30%.

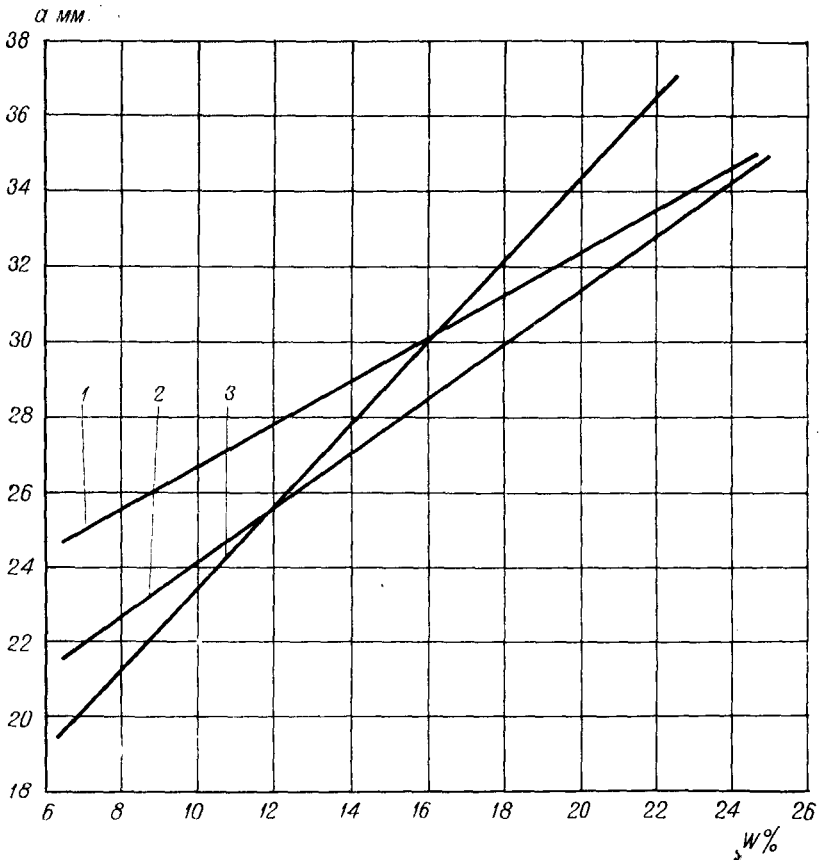


Рис. 3. Изменение абсолютных размеров образцов из уплотненной древесины осины по толщине в зависимости от их влажности

Так как изменение размеров у уплотненной древесины в направлении, перпендикулярном уплотнению, идет как и у неуплотненной древесины, влажностные деформации нами определялись в направлении, совпадающем с направлением уплотнения.

На графиках видно, что влажностные деформации уплотненной древесины изменяются по закону прямых линий (изменение абсолютных размеров по толщине).

Экспериментальные исследования показали, что при одной и той же средней влажности уплотненной древесины, но достигнутой за различное время при различных значениях  $t$  и  $\varphi$  воздуха, влажностные деформации неодинаковы. Они имеют большое значение у образцов, увлажняемых при  $t$  и  $\varphi$  воздуха, соответствующих более высокой равновесной влажности. Изложенное убедительно можно проследить на рис. 2, 3.

Полученные результаты в некоторой степени противоречат закономерностям, связанным с увлажнением и усушкой натуральной древе-

сины. Известно, что неуплотненная древесина любой породы с изменением влажности от 0 до 30% и наоборот изменяет свои размеры пропорционально изменению влажности, по закону прямой линии, независимо от того, при каких условиях происходит увлажнение древесины. У уплотненной древесины влажностные деформации несколько отличны от таковых для натуральной древесины. Изменение размеров при изменении влажности уплотненной древесины происходит за счет набухания волокон и частичной распрессовки.

При воздействии воздуха при  $t$  и  $\phi$ , соответствующих более низкой равновесной влажности древесины, например в 15%, происходит более равномерное распределение влаги по сечению образца. Здесь силы разбухания почти равны или несколько больше сил внутреннего трения волокон. Поэтому изменение размеров образцов происходит за счет деформации увлажнения и только частично (весьма мало) за счет деформации распрессовки. Во всех случаях деформация распрессовки выше у древесины, имеющей большие степени уплотнения. Это наглядно видно из рис. 2, а, б, где прямые 1, 2 и 3 характеризуют изменение размеров при степенях уплотнения соответственно 0,3, 0,4 и 0,5.

Состояние воздуха, соответствующее равновесной влажности древесины, равной точке насыщения волокон, способствует более сильному росту влажностных деформаций (рис. 2, а), чем это наблюдается при  $t$  и  $\phi$  воздуха, соответствующих более низкой равновесной влажности древесины.

Данное явление объясняется тем, что при высокой относительной влажности воздуха происходит более бурное увлажнение поверхностных слоев при значительном градиенте влажности по сечению образцов. Это, вместе с набуханием, ведет к максимальной распрессовке поверхностных слоев древесины. При таком состоянии силы разбухания значительно превосходят силы трения между волокнами древесины. Дальнейшее впитывание влаги и выравнивание ее по сечению во времени ведет к распрессовке внутренних слоев в сравнительно благоприятных для этого условиях, так как в поверхностных слоях уже произошло частичное превращение пластических деформаций в упругие. Выдержка образцов при  $t$  и  $\phi$  воздуха, соответствующих равновесной влажности 30%, в течение длительного времени (зависит от размеров образцов) может привести к возможно полному переходу пластических деформаций в упругие, т. е. к тому, что уплотненная древесина восстанавливает первоначальные размеры, которые она имела до уплотнения и превосходит их за счет набухания при увлажнении. Несмотря на изложенное, учитывая то, что древесина для колодок и колодки для обуви (как отмечалось выше) будут эксплуатироваться в нормальных условиях, т. е. при невысокой относительной влажности воздуха, а сами колодки полируются воском, можно вполне рекомендовать уплотненную древесину мягких лиственных пород для производства колодок.

*М. С. Мовнин, М. А. Рудык, Ю. Г. Доронин*

## **Исследование модифицированного древесного слоистого пластика на трение и контактную прочность**

Проблемы создания и применения антифрикционных материалов, способных работать при высоких нагрузках в воде и в агрессивных средах, а также способных работать без смазки, является весьма важной и актуальной.

Среди многих пластических масс видное место принадлежит древесным слоистым пластикам (ДСП).

Опыт применения ДСП подтверждает целесообразность использования их в узлах трения и зубчатых передачах различных машин и механизмов взамен деталей из цветных металлов, легированных сталей, текстолитов и твердых импортируемых пород древесины.

Многолетняя практика применения и исследовательские работы по изучению антифрикционных свойств ДСП показали, что он обладает одним существенным недостатком, а именно: коэффициенты трения покоя его при работе в воздушной и водной средах в 2,5—3,0 раза больше коэффициентов трения при движении. Необходимо отметить, что это свойство присуще не только ДСП, но и многим другим упруго-вязким материалам, работающим на трение в паре с металлом.

Большая разница в значениях коэффициентов трения покоя и в движении становится особенно ощутимой у тяжелонагруженных пар трения, где в момент пуска расходуется в 2,5—3,0 раза больше мощности, чем при установившемся движении.

Приведенные выше обстоятельства привели к необходимости создания нового модифицированного ДСП, обладающего улучшенными антифрикционными свойствами, а также — способностью нести большую нагрузку.

Сущность модификации заключалась в замене фенолоформальдегидной смолы СБС-1, на которой изготавливают ДСП, на фенолобутирольное связующее — лак ФБФ-74Д, в состав которого входит смесь полимерных связующих и органических растворителей, наполненная фторопластом 4Д. В сухом остатке лака содержится около 74% фторопласта 4Д. В этом связующем фторопласт 4Д находится как механическая примесь, которая остается между слоями спрессованного шпона в виде прослоек, выходящих на поверхность трения, и на контакте выполняет роль твердой смазки, значительно снижающей коэффициенты трения.\*

---

\* Авторское свидетельство № 195627 Ю. Г. Доронин, А. И. Пичугин, М. А. Рудык, А. Л. Шварцер.

Результаты сравнительных испытаний коэффициентов трения пластиков ДФ (ДСП с фторопластом), изготовленных на основе лака ФБФ-74Д, и ДСП-Б обычного, проведенные на стендах трения МПКК «Гидростальпроект», показывают, что у пластиков ДФ коэффициенты трения покоя и в движении как при трении всухую, так и при смазке водой меньше, чем у ДСП-Б в среднем на 20—25%.

Снижение коэффициентов трения обусловлено двумя причинами: во-первых, погашением сил молекулярного притяжения с введением на поверхность трения исключительно инертной твердой смазки — фторопласта-4Д; во-вторых, пониженной прочностью этой твердой смазки по сравнению с пластиком.

Как известно, во всех антифрикционных материалах, работающих на трение при наличии внешней силовой нагрузки, имеют место кратковременно или длительно протекающие во времени внутренние процессы, ведущие к изменению механических свойств материалов. При этом многие исследователи в СССР и за рубежом прочность материалов под силовым воздействием нагрузки связывают с продолжительностью ее воздействия. Поэтому для обоснованного расчета трения в кинематических парах, кроме коэффициентов трения пластика, необходимо знать его несущую способность.

Древесные слоистые пластики как упруго-вязко-пластические тела [1, 4] под воздействием внешней нагрузки получают полную деформацию, состоящую из мгновенной упругой деформации, упруго-вязкой и пластической.

Мгновенная упругая деформация является деформацией, мгновенно реагирующей на изменение нагрузок. Для образования полной мгновенной упругой деформации с момента приложения нагрузки необходим некоторый интервал времени в связи с тем, что деформация в объеме распространяется не мгновенно. Так как развитие упругой мгновенной деформации происходит со скоростью, близкой к скорости звука, то ее образование будет отставать на некоторый, весьма малый, интервал времени по отношению к моменту приложения нагрузки. Этот интервал практически может быть принят равным нулю.

Величина мгновенной упругой деформации при нагружении и после снятия нагрузки зависит не от скорости нагружения или деформирования, а от влажности и температуры пластика [1, 2]. Одновременно с мгновенной упругой деформацией образуется и развивается во времени вязкая деформация. Закон роста упруго-вязкой деформации при нагрузке зависит от состояния пластика, полученного в результате действия предшествующих нагрузок.

Процесс упруго-вязкой редеформации во времени после разгрузки протекает в обратном направлении по закону, соответствующему разгрузке с учетом влияния наследственных факторов. Указанные закономерности развития упругих мгновенных и вязких деформаций справедливы, пока напряжения не превысят величины предела долговременного сопротивления пластика. В процессе дальнейшего роста нагрузки начинается образование и развитие пластических деформаций, причем упругие деформации сохраняются. Рассмотрим случай деформирования пластика, когда действующая нагрузка постоянна.

Мгновенная упругая деформация с ростом нагрузки растет по линейному закону. Упруго-вязкая деформация растет вначале с большой скоростью, приближающейся к скорости образования и развития мгновенной упругой деформации. В дальнейшем скорость ее роста постепенно затухает. Окончательное значение полной упругой деформации

при неограниченно большом времени ее развития зависит от величины действующего напряжения.

Уруго-вязкая деформация, развивающаяся по нелинейному закону по времени, для каждого интервала времени пропорциональна величине приложенной нагрузки.

При разгрузке сразу же исчезает мгновенная упругая деформация, а затем, постепенно, упруго-вязкая. При интервале времени редуформации после разгрузки, равному интервалу времени деформации при нагрузке, остаточная деформация исчезает полностью.

Для расчета контактных деформаций при контакте плоскость—цилиндр, казалось бы, можно воспользоваться формулой Герца—Беляева [3, 4, 5].

$$\frac{B}{2} = 1,6 \sqrt{2Rq \left( \frac{1-\mu_1^2}{E_1} + \frac{1-\mu_2^2}{E_2} \right)}, \quad (1)$$

где  $B$  — ширина контактной площадки, мм;

$R$  — радиус цилиндрической поверхности контртела, мм;

$q$  — нагрузка, кг/см<sup>2</sup>,

$\mu$  — коэффициент Пуассона соответственно для обоих тел;

$E$  — модули упругости соответственно для обоих тел.

Но эта формула справедлива для взаимодействующих тел, когда они абсолютны упруги и подчиняются закону Гука, а также являются однородными и изотропными. Поэтому величины контактных площадок, подсчитанные по формуле (1), для пластиков ДФ-3\* и ДФ-8\*\* значительно отличались от фактических, полученных экспериментальным путем.

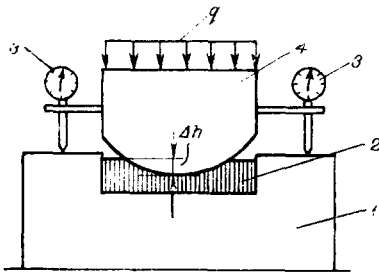


Рис. 1. Схема проведения опыта по определению ширины контактной площадки и глубины внедрения цилиндрического контртела в пластик:

1 — металлическая обойма;  
2 — пластик; 3 — индикаторы;  
4 — рельс с цилиндрической головкой

Для определения ширины контактной площадки два листа (белой и копировальной) бумаги прокладывали между плоскостью (пластик) и цилиндром (стальной рельс). Суммарная толщина обоих листов бумаги составляла 0,04—0,05 мм и мало искажала действительную ширину контактной площадки. Деформирование производилось при нагрузках 500, 1000, 2000 и 3000 кг/см и при выдержке под нагрузкой 5, 10, 15 и 30 мин, а также в течение 1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8, 9, 10 час. По окончании эксперимента с одной нагрузкой листы бумаги вынимали и

\* ДФ-3 — содержание лака ФБФ-74Д в пластике 40%.

\*\* ДФ-8 — пластик, изготовленный в композиции с хлопчатобумажной тканью, которая укладывалась через каждый лист шпона. Содержание лака ФБФ-74Д в пластике 35%.

замеряли полученную величину отиска. Одновременно по индикаторам (3) фиксировали величину внедрения цилиндрического рельса в тело пластика. Результаты экспериментальных данных по определению величины контактной площадки пластика в зависимости от нагрузки и времени выдержки под ней приведены на рис. 2, а и б (сплошной линией). Из этих данных видно, что с увеличением нагрузки контактная площадка пластика возрастает.

При этом, в основном, формирование ее происходит в течение 7—10 час. Это говорит о том, что через промежуток времени, равный 7—10 час после начала загрузки, скорость развития деформации в ДСП стремится к нулевому значению.

При обработке экспериментального материала принято также как и у Герца—Беляева, что ширина контактной площадки пропорциональна квадратному корню из произведения погонной нагрузки на радиус цилиндрической поверхности:

$$B = \frac{1}{L} \sqrt{qR}. \quad (2)$$

В этом уравнении  $L$  — коэффициент пропорциональности — является переменной величиной, зависящей от времени действия нагрузки. Исследование зависимости этого коэффициента от всех влияющих на него факторов является очень сложной и трудоемкой задачей и выходит за пределы настоящей статьи.

Исходя из наших экспериментов, была принята эмпирическая зависимость для коэффициента  $L$  вида:

$$L = \frac{1}{k} \cdot \frac{c^t}{t^a}, \quad (3)$$

где  $c$ ,  $a$  и  $k$  — некоторые постоянные;  
 $t$  — время от начала загрузки.

Преобразовав уравнения (2) и (3) относительно  $L$ , получим

$$\frac{\sqrt{qR}}{B} = \frac{1}{k} \cdot \frac{c^t}{t^a}$$

откуда

$$B = k \sqrt{qR} \cdot \frac{t^a}{c^t}. \quad (4)$$

Уравнение (4) состоит из трех характерных сомножителей. Первый из них  $k$  характеризует упругие свойства контактируемых материалов; второй —  $\sqrt{qR}$  — нагрузку и геометрию контактируемых поверхностей, и третий —  $\frac{t^a}{c^t}$  — фактор, характеризующий время действия нагрузки.

Уравнение (4) можно преобразовать к виду

$$B = A \frac{\sqrt{qR}}{E_d} \cdot \frac{t^a}{c^t}, \quad (5)$$

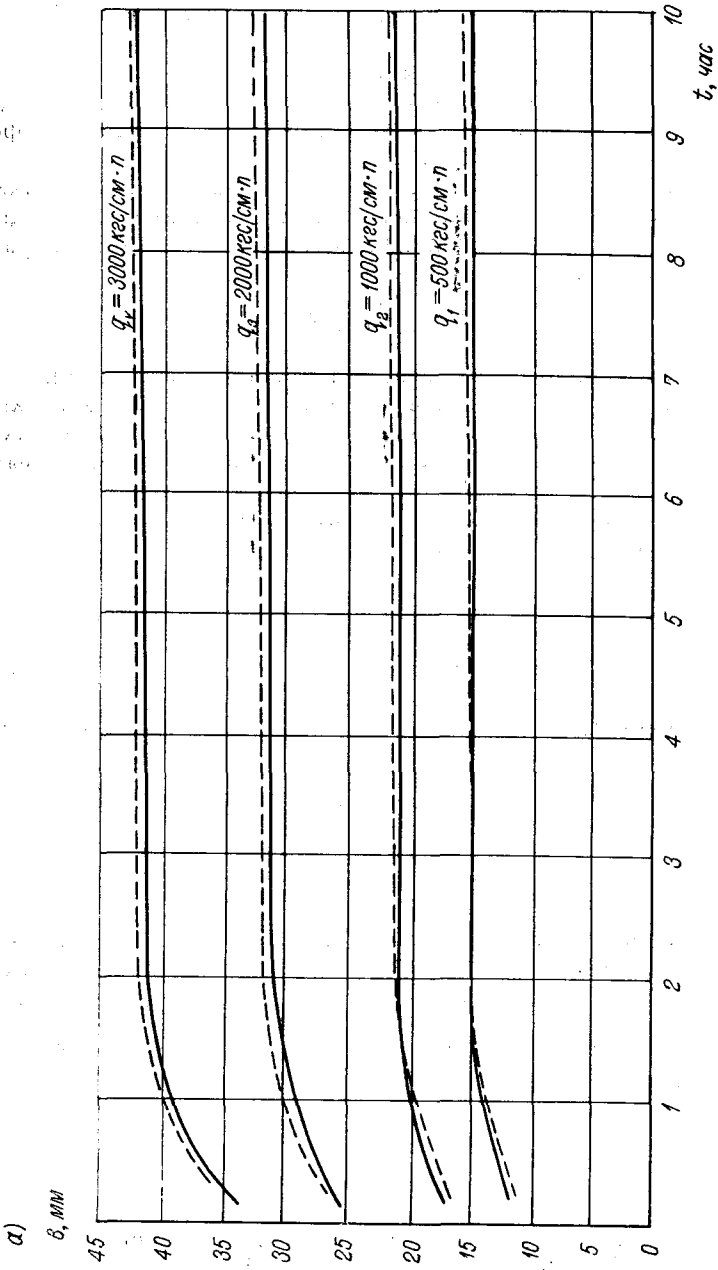
где

$$A = \frac{A_1}{A_2}; \quad A_1 = \frac{1 - \mu_c^2}{\pi E_c}; \quad A_2 = \frac{1 - \mu_d^2}{\pi \cdot E_d}$$

тогда

$$A = \left( \frac{1 - \mu_d^2}{1 - \mu_c^2} \right) \cdot \frac{E_c}{E_d}.$$





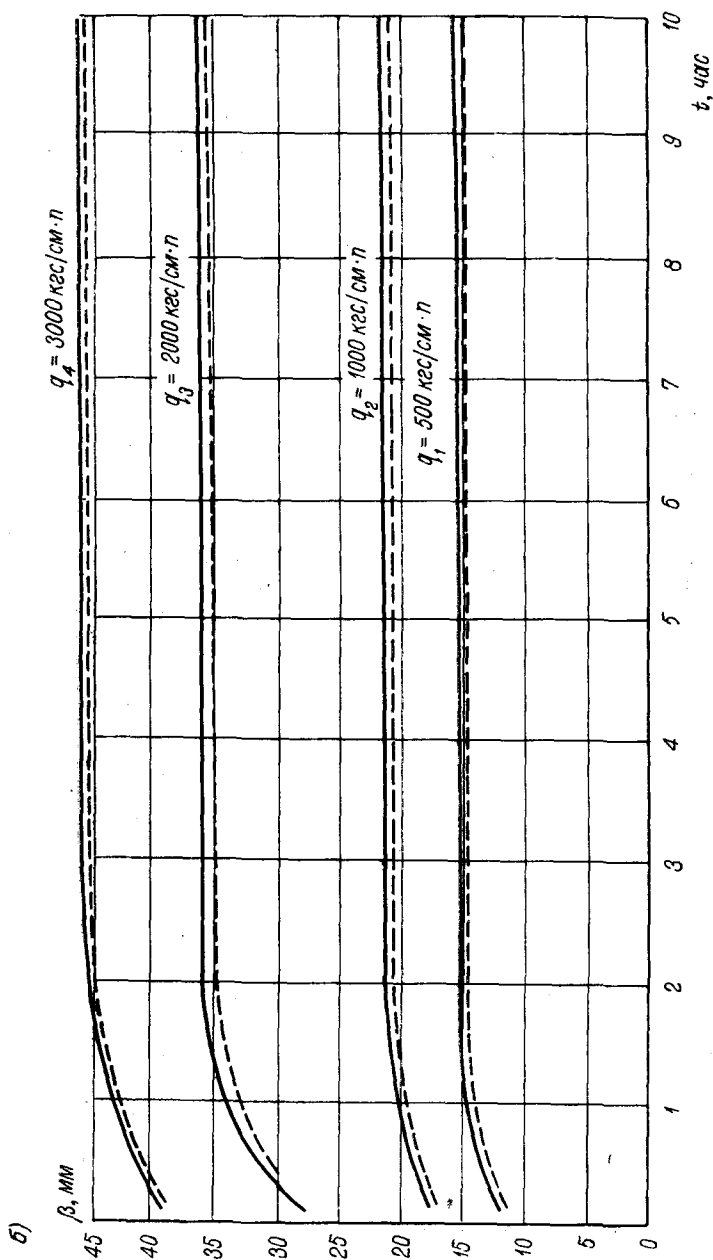


Рис. 2. Зависимость ширины контактной площадки пластика от времени выдержки под нагрузкой:  
 а — ДФ-3; б — ДФ-8

Подставляя значение  $A$  в формулу 5, получаем:

$$B = \left( \frac{1 - \mu_d^2}{1 - \mu_c^2} \right) \cdot \frac{E_c}{E_d} \cdot \frac{\sqrt{qR}}{E_d} \cdot \frac{t^a}{c^t}, \quad (6)$$

- где  $\mu_c$  — коэффициент Пуассона стали 1X18H9T равен 0,3;  
 $E_c$  — модуль упругости стали 1X18H9T равен  $2,1 \cdot 10^5$  кг/см<sup>2</sup>;  
 $\mu_d$  — коэффициент Пуассона (ДФ-3 — 0,42, ДФ-8 — 0,48);  
 $E_d$  — модуль упругости при сжатии вдоль волокон древесного слоистого пластика (по графику рис. 3);  
 $t$  — время от начала загрузки в часах;  
 $a$  и  $c$  — постоянные коэффициенты:  $a=0,05$ ,  $c=1,004$ .

Значения  $B$ , полученные расчетом по формуле (6), показаны на рис. 2 и 3 пунктирной линией.

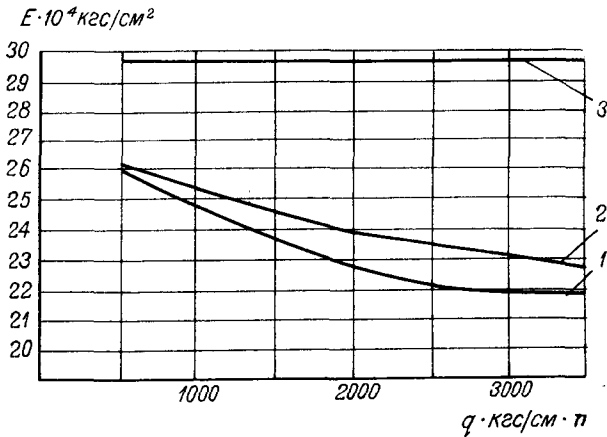


Рис. 3. Зависимость модуля упругости от нагрузки:  
 1 — ДФ-8; 2 — ДФ-3; 3 — ДСП-Б

В связи с принятой ранее эмпирической зависимостью уравнение (6) не может отображать конечной стадии релаксации и упругого последствия контактируемых материалов, поэтому применимость этого уравнения ограничена.

Расчетные значения  $B$  справедливы по уравнению (6) на отрезке времени от начала загрузки до  $t=7+10$  час, т. е. до того момента (см. рис. 2, а, б), когда скорость внедрения цилиндрического рельса в пластик практически равна нулю. Это означает, что между внешней нагрузкой и внутренним сопротивлением пластика наступило устойчивое равновесное состояние, при котором рост ширины контактной площадки во времени также прекращается.

Деформация стального рельса по сравнению с пластиком ДФ очень мала и ею можно пренебречь.

При исследовании данного вопроса была также установлена возможность расчета глубины внедрения цилиндра в тело пластика, используя при этом геометрическую зависимость между шириной контактной площадки и глубиной внедрения.

Согласно рис. 4, имеем:  $cd = a$

$$a^2 = 4R^2 - 4(R - \Delta h)^2 \quad (7)$$

или

$$a^2 = B^2 - \frac{16}{3} \Delta h. \quad (8)$$

Из равенства правых частей этих уравнений следует:

$$B^2 = \frac{4}{3} \cdot \Delta h (6R + \Delta h). \quad (9)$$

При исследовании несущей способности было установлено, что максимальная величина внедрения цилиндрического контртела в пластик составляет 1—1,5 мм.

Тогда в формуле (9) величина  $B$  по сравнению с  $R=200$  мм весьма мала, поэтому можно допустить, что

$$6R + \Delta h = 6R.$$

Тогда выражение (9) примет вид:

$$B^2 = 8R \cdot \Delta h. \quad (10)$$

Ошибка в вычислении  $B$  будет отличаться от действительной на величину не более 2%. Из выражения (10) величину внедрения цилиндра в тело пластика с достаточной степенью точности можно определить по формуле:

$$\Delta h = \frac{B^2}{8R}. \quad (11)$$

А полная глубина внедрения с учетом упругого сжатия брусков может быть вычислена из зависимости:

$$h = \frac{B^2}{8R} + \frac{h'q}{B \cdot E_d}, \quad (12)$$

где  $h'$  — высота брусков пластика,

$E_d$  — модуль упругости пластика (см. рис. 3).

На рис. 5 а, б пунктирной линией показаны опытные значения глубины внедрения цилиндрического контртела в тело пластика при различных значениях нагрузки и времени выдержки под ней. На этих же рисунках сплошной линией показаны значения  $h$ , подсчитанные по формуле (12).

Величины  $h$ , подсчитанные по формуле (12), оказываются заниженными по сравнению с опытными на 10—15%. Объясняется это тем, что повторные и периодически изменяющиеся по величине нагрузки вызывают накопление остаточных деформаций в пластике, которые формулой (12) не учитываются.

После снятия нагрузки наблюдается редеформация пластика под действием сил упругости.

Максимального значения редеформация достигает в момент непосредственно после снятия нагрузки. Незначительная остаточная дефор-

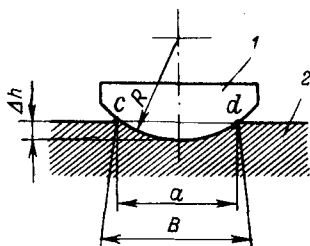


Рис. 4. Схема внедрения цилиндра в тело пластика: 1 — рельс с цилиндрической головкой; 2 — пластик

мацна после разгрузки и выдержки в свободном состоянии у пластиков ДФ-3 и ДФ-8 является результатом действия внутренних сил трения.

Согласно гипотезе П. Н. Хухрянского, в сухой деформированной древесине упругие силы не могут преодолеть сил трения, так как напол-

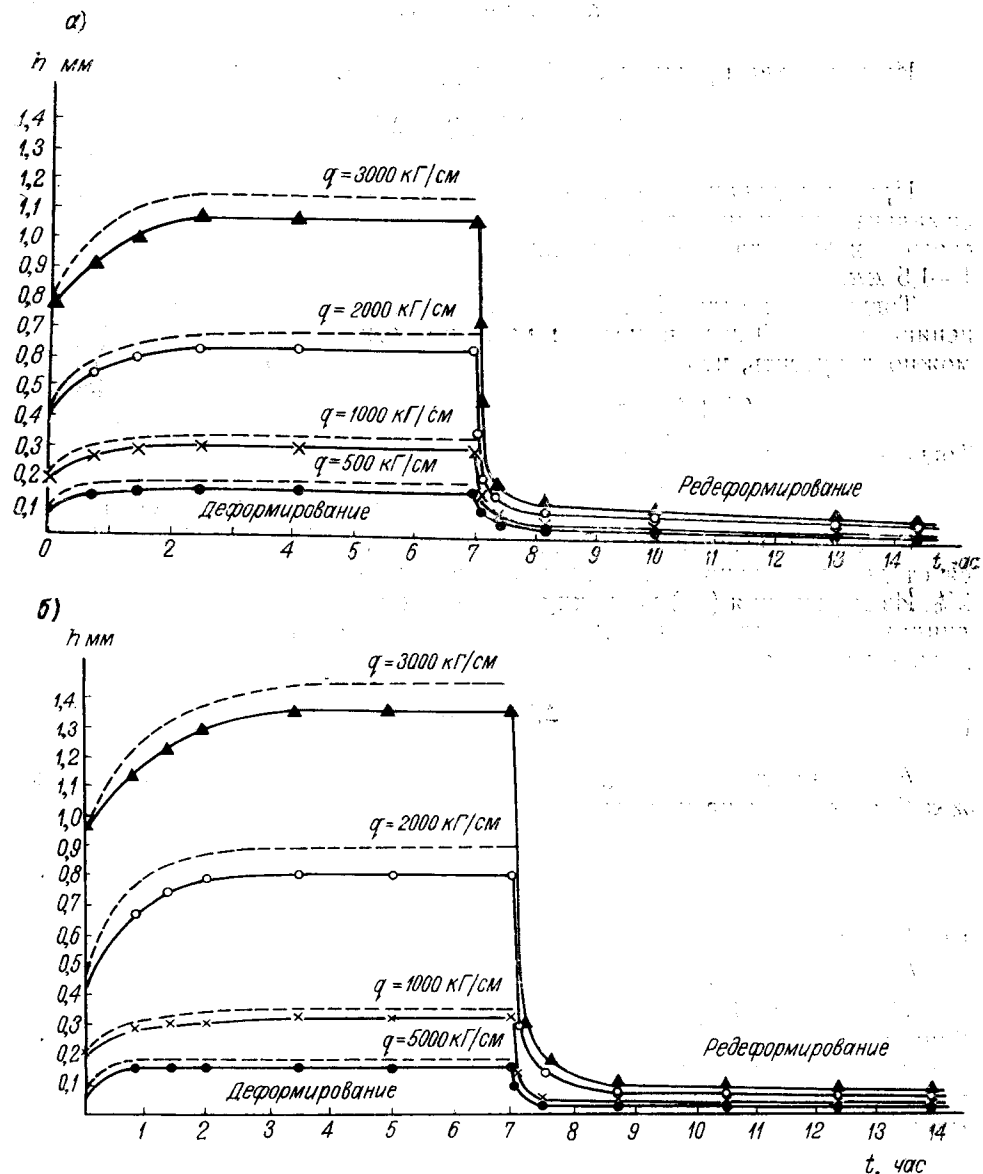


Рис. 5. Зависимость величины деформации и ретформации пластика от нагрузки и времени выдержки под ней:

а — ДФ-3; б — ДФ-8

нитель целлюлозного скелета находится в затвердевшем состоянии и силы внутреннего трения достигают значительной величины. В этом случае потенциальная энергия, накопленная целлюлозным скелетом, как бы «консервируется».

А в нашем конкретном случае силы внутреннего трения увеличиваются еще дополнительно за счет натяга.

Можно также предположить, что результатом остаточных деформаций в пластиках ДФ-3 и ДФ-8 также является, если принять во внимание условия деформирования, торцевое смятие волокон древесины.

Характер деформации и редеформации пластиков ДФ-3 и ДФ-8 аналогичен.

Обобщая результаты исследований коэффициентов трения и несущей способности древесного слоистого пластика, заключенного в жесткую металлическую обойму, можно сделать следующие выводы.

### Выводы

1. Исследуемый антифрикционный пластик на основе шпона и лака ФБФ-74Д имеет коэффициент трения при смазке водой и трении всухую на 20—25% меньше, чем ДСП-Б.

2. Древесный слоистый пластик на основе лака ФБФ-74Д и шпона, а также на основе лака ФБФ-74Д, шпона и хлопчатобумажной ткани, заключенный в жесткую металлическую обойму, может надежно работать до нагрузок 3000 кг/см.

3. Деформацию на контакте определяет ширина контактной площадки, причем ширина контактной площадки и глубина внедрения цилиндрической поверхности в тело пластика до нагрузок 3000 кг/см, могут быть рассчитаны по формуле Герца—Беляева, приспособленной к упруго-вязкопластическому материалу путем введения экспериментального коэффициента.

4. У новых пластиков ДФ-3 и ДФ-8 обнаружена характерная особенность, заключающаяся в том, что модуль упругости при сжатии вдоль волокон древесины не является постоянной величиной, как у ДСП-Б, а зависит от величины приложенной нагрузки.

### Литература

1. Белянкин Ф. П., Яценко В. Ф., Дыбенко Г. И. Механические характеристики пластика ДСП. Изд-во АН УССР, К., 1961.
2. Белянкин Ф. П., Яценко В. Ф. Деформативности и сопротивляемость древесины, как упруго-вязкопластического тела. Изд. АН УССР, 1957.
3. Беляев Н. М. Применение теории Герца к подсчету местных напряжений в точке соприкосновения колеса и рельса. «Вестник инженеров». 1917, № 12.
4. Герц Г. Сб. трудов. О соприкосновении твердых упругих тел и о твердости. Т. I, стр. 155—173.
5. Герц Г. О соприкосновении твердых упругих тел и о твердости. Там же, стр. 174—176.

*М. С. Мовнин, А. Б. Израелит, В. М. Ногинский*

## **Определение оптимальных параметров профильных прессованных поддонов из шпона**

За последние годы расширилась область применения лущеного шпона, в первую очередь, для мебельных гнутоклеенных деталей. Здесь удается использовать наивыгоднейшим образом анизотропию механических свойств шпона, его высокую деформативность при склейке, а необходимая жесткость и прочность изделий из шпона достигается за счет расположения листов шпона согласованно с направлением главных нагрузок.

Многочисленными исследованиями показано, что прочность шпона вдоль волокон несравненно выше, чем поперек. Поэтому для получения равнопрочного изделия в двух главных направлениях склеивание листов шпона производится с взаимно перпендикулярным расположением волокон в соседних слоях. Примером такой конструкции может служить фанера. При этом прочность и жесткость листа в каждом направлении примерно в два раза ниже той, которая могла быть при одинаковой прочности шпона вдоль и поперек волокон. Полноценное использование несущей способности шпона может быть достигнуто при одинаковой ориентации всех листов с одновременным увеличением жесткости в слабом поперечном направлении за счет гофрирования. Технологический процесс по созданию гофр на ориентированном шпоне не вызывает каких-либо существенных затруднений. Поэтому преимущества описанного метода повышения прочности и жесткости изделий из шпона не вызывают сомнений. Этот принцип впервые нашел свое воплощение при создании профильного многослойного клееного поддона для пакетной перевозки штучных грузов, на который Комитетом по делам открытий и изобретений при СМ СССР выдано авторское свидетельство № 191412 [1].

Общий вид многослойного поддона, имеющего гофрированную форму, изображен на рис. 1, а. Эта форма поддона позволяет легко вводить вилы погрузчика или другие подъемные приспособления в свободное пространство, образованное гофрами.

Поддоны изготавливаются из кусков низкосортного сухого лущеного шпона, склеенных методом горячего прессования в специальных прессформах. При конструировании поддона можно все листы шпона ориентировать в продольном направлении, или же один—два средних листа расположить перекрестно остальным. В последнем случае уменьшается коробление и несколько увеличивается местная жесткость в

слабом поперечном направлении. По технологическим соображениям число листов шпона в поддоне должно быть нечетным.

Настоящая статья посвящена теоретическому исследованию геометрических параметров прессованных поддонов и установлению конструктивно-оптимальной области этих параметров при минимальном расходе материала.

Одним из важнейших вопросов при этом является выбор профиля гофра.

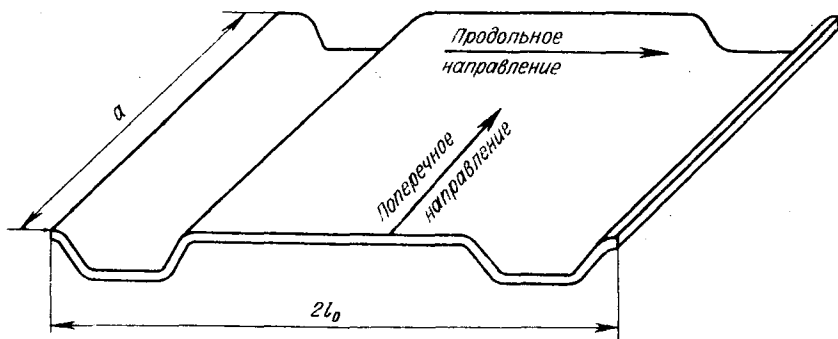


Рис. 1

Представляется совершенно очевидным, что наибольшую жесткость дают гофры прямоугольного профиля, а наименьшую — гофры треугольного профиля.

По существующей технологии прессующее усилие направлено вертикально. При этом полное давление передается только на горизонтальные участки поддона, а наклонные грани гофра испытывают лишь частичное давление. В прямоугольном гофре вертикальные грани практически не будут подвергаться давлению. Поэтому гофры прямоуголь-

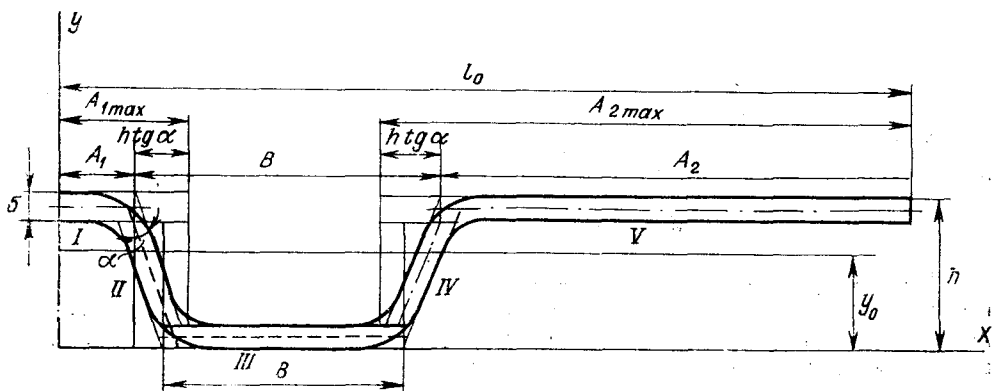


Рис. 2

ного профиля не могут быть выполнены качественно. Следовательно, трапециевидная форма гофра является неизбежной по технологическим условиям и в то же время наиболее рациональной по условиям жесткости и эксплуатации.

Вычислим жесткостные характеристики сечения поддона, приходющегося на один гофр (рис. 2), поделив его на пять элементарных пря-



молинейных частей. Следует отметить, что фактический профиль несколько отличается от рассматриваемого за счет сопряжения углов на перегибах, но погрешность от принятого спрямления будет ничтожной. Найдем площади элементарных частей и ординаты их центров тяжести:

$$F_1 = A_1 \delta, \quad y_1 = h - \frac{\delta}{2}; \quad F_2 = F_4 = \frac{\delta(h-2\delta)}{\cos \alpha}, \quad y_2 = y_4 = \frac{h}{2};$$

$$F_3 = b\delta, \quad y_3 = \frac{\delta}{2}; \quad F_5 = A_2 \delta, \quad y_5 = h - \frac{\delta}{2}.$$

Ордината центра тяжести всего сечения определится по формуле

$$y_0 = \frac{\sum_{i=1}^5 F_i y_i}{\sum_{i=1}^5 F_i} = \frac{(A_1 + A_2) \left( h - \frac{\delta}{2} \right) + \frac{(h-2\delta)h}{\cos \alpha} + \frac{b\delta}{2}}{A_1 + \frac{2(h-2\delta)}{\cos \alpha} + b + A_2}. \quad (1)$$

Определив ординату центра тяжести сечения  $y_0$ , вычисляем моменты инерции элементарных частей относительно центральной оси  $x_0$ :

$$I_1 = \frac{A_1 \delta^3}{12} + \left( h - y_0 - \frac{\delta}{2} \right)^2 A_1 \delta;$$

$$I_2 = I_4 = \frac{\delta(h-2\delta)^3}{12 \cos \alpha} + \left( y_0 - \frac{h}{2} \right)^2 \frac{\delta(h-2\delta)}{\cos \alpha};$$

$$I_3 = \frac{b\delta^3}{12} + \left( y_0 - \frac{\delta}{2} \right)^2 b\delta;$$

$$I_5 = \frac{A_2 \delta^3}{12} + \left( h - y_0 - \frac{\delta}{2} \right)^2 A_2 \delta.$$

Суммарный момент инерции сечения найдем по формуле:

$$I = \sum_{i=1}^5 I_i = \frac{(A_1 + A_2 + b) \delta^3}{12} + \left( h - y_0 - \frac{\delta}{2} \right)^2 (A_1 + A_2) \delta + \frac{\delta(h-2\delta)^3}{6 \cos \alpha} + \frac{\left( y_0 - \frac{h}{2} \right) 2\delta(h-2\delta)}{\cos \alpha} + \left( y_0 - \frac{\delta}{2} \right)^2 b\delta. \quad (2)$$

Характеристически сопротивления несимметричного сечения по верхним и нижним волокнам определяются через момент инерции:

$$W_B = \frac{I}{h - y_0}, \quad W_H = \frac{I}{y_0}. \quad (3)$$

Параметром, определяющим выгодность сечения, является отношение характеристики сопротивления к площади сечения. Для несимметричного сечения таких параметров будет два — по верхним и нижним волокнам соответственно:

$$\gamma_B = \frac{W_B}{F} = \frac{I}{F(h - y_0)},$$

$$\gamma_H = \frac{W_H}{F} = \frac{I}{F y_0}. \quad (4)$$

Все приведенные геометрические характеристики сечения поддона зависят от угла наклона граней гофра  $\alpha$  (см. рис. 2). Определим эту зависимость и выберем область оптимальных значений этого угла.

По конструктивным условиям размеры  $l_0$ ,  $h$ ,  $b$  и  $\delta$  (см. рис. 2) являются постоянными. При изменении угла  $\alpha$  варьируются размеры  $A_1$ ,  $A_2$  и  $B$ . Из геометрических условий имеем

$$B = b + 2h \operatorname{tg} \alpha - 2\delta, \quad (5)$$

$$l_0 = A_1 + B + A_2 = A_1 + b + 2h \operatorname{tg} \alpha - 2\delta + A_2. \quad (6)$$

При

$$\alpha = 0 \quad B = b \quad l_0 = A_{1 \text{ макс}} + b - 2\delta + A_{2 \text{ макс}}. \quad (7)$$

Сопоставляя равенство (6) и (7), находим

$$\begin{aligned} A_1 &= A_{1 \text{ макс}} - h \operatorname{tg} \alpha; \\ A_2 &= A_{2 \text{ макс}} - h \operatorname{tg} \alpha, \end{aligned} \quad (8)$$

где  $A_{1 \text{ макс}}$  и  $A_{2 \text{ макс}}$  принимаются из конструктивных соображений в рамках общего габарита поддона.

Если отношения  $\frac{W_B}{F}$  и  $\frac{W_H}{F}$  определяют выгодность сечения по прочности, то отношение момента инерции к площади сечения определит его выгодность по жесткости

$$\beta = \frac{I}{F}. \quad (9)$$

В табл. 1 произведен подсчет всех выведенных выше параметров сечения при изменении угла наклона граней гофра от 0 до 40°. При

Таблица 1

$\alpha'$	$\cos \alpha$	$\operatorname{tg} \alpha$	$A_1$ см	$A_2$ см	$F$ см <sup>2</sup>	$y_0$ см	$h - y_0$ см	$I$ см <sup>4</sup>	$W_B$ см <sup>3</sup>	$W_H$ см <sup>3</sup>	$\frac{W_B}{F}$ см	$\frac{W_H}{F}$ см	$\frac{I}{F}$ см <sup>2</sup>
0	1,0	0	9,25	40,85	153,0	7,75	4,05	2749,47	679	355	4,43	2,32	18,00
10	0,98	0,18	7,13	38,73	145,9	7,6	4,2	2670,0	636	352	4,36	2,42	18,30
15	0,97	0,27	6,67	37,67	142,6	7,5	4,3	2638,8	614	352	4,30	2,47	18,50
20	0,94	0,36	5,0	36,6	139,5	7,4	4,4	2594,0	589	350	4,22	2,51	18,60
25	0,91	0,47	3,7	35,3	136,0	7,25	4,55	2541,4	558	350	4,10	2,57	18,66
30	0,87	0,58	2,4	34,0	132,8	7,12	4,68	2481,7	530	348	3,99	2,62	18,65
35	0,82	0,70	0,99	32,59	129,8	6,96	4,84	2410,2	498	346	3,84	2,67	18,55
40	0,77	0,84	-0,66	30,94	—	—	—	—	—	—	—	—	—

$\alpha = 40^\circ$  грань гофра выходит за его габариты ( $A_1 < 0$ ), поэтому угол наклона граней гофра не должен превышать  $40^\circ$ . Вычисления выполнялись для фактически осуществленных профильных поддонов. Их конструктивные размеры  $l_0 = 65$ ,  $\delta = 1,8$ ,  $h = 11,8$ ,  $b = 18,5$  см, ширина поддона  $a = 90$  см.

На рис. 3 и 4 построены графики, определяющие зависимость параметров выгодности сечения от угла наклона граней гофра. Из этих графиков (рис. 4) следует, что наиболее выгодный по условию жесткости является область углов  $\alpha$  от 15 до 25°.

В этой области достигают максимума параметры выгодности по жесткости и совершенно незначительно изменяются параметры прочности.

В соответствии с рис. 2 расчетный угол наклона прямолинейной части грани гофра принят  $20^\circ$ . Однако с учетом закруглений на углах, которые наклонены значительно сильнее, средневзвешенный угол наклона грани будет больше расчетного. Таким образом, выбранный наклон граней соответствует оптимальному.

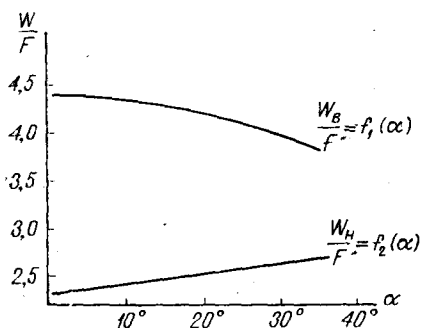


Рис. 3

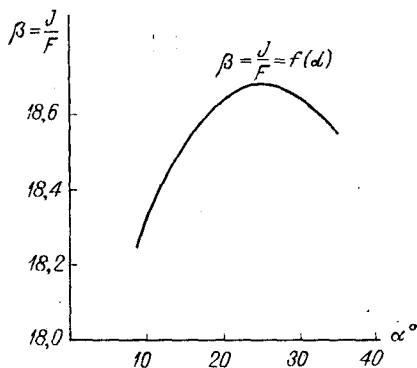


Рис. 4

Теперь при выбранном  $\alpha = 20^\circ$  сопоставим жесткости сечения поддона с двумя гофрами в продольном и поперечном направлениях (см. рис. 1) с учетом анизотропии материала. Модули упругости материала поддона вдоль волокон  $E_{\parallel}$  и поперек их  $E_{\perp}$  были найдены нами в результате многочисленных специальных экспериментов:

$$E_{\parallel} = 160\,000 \text{ кг/см}^2, \quad E_{\perp} = 4000 \text{ кг/см}^2.$$

Моменты инерции соответственно составят:

в продольном направлении

$$I_{\parallel} = \frac{a\delta^3}{12} = \frac{90 \cdot 1,8^3}{12} = 43,5 \text{ см}^4;$$

в поперечном направлении (см. табл. 1,  $\alpha = 20^\circ$ , рассчитанный момент инерции половины сечения при двух гофрах)

$$I_{\perp} = 2 \cdot 2560,8 = 5121,6 \text{ см}^4.$$

Отношения жесткостей составят:

$$\frac{E_{\perp} I_{\perp}}{E_{\parallel} I_{\parallel}} = \frac{4000 \cdot 5121,6}{160\,000 \cdot 43,5} = 2,95.$$

Итак, за счет гофрирования жесткость сечения в слабом поперечном направлении оказалась почти в три раза больше жесткости продольного сечения. Благодаря этому изгиб поддона будет происходить преимущественно в продольном направлении, что обеспечит наиболее выгодное использование несущей способности шпона. Учитывая полученный результат, можно полагать, что двух гофр в поперечном сечении поддона достаточно. При необходимости число гофр можно увеличить.

Проведем расчет поддона на прочность. Обозначим через  $p$  кг на грузку, приходящуюся на  $1 \text{ см}^2$  площади поддона. Рассмотрим три возможных случая работы поддона.

В первом случае (рис. 5, а) подъем, транспортировка и опускание поддона с грузом производится вилами погрузчика, вводимыми под среднюю часть поддона. Расстояние между осями ви́л  $l_1 = 54 \text{ см}$ .

Во втором случае (рис. 6, а) работы с нагруженным поддоном производятся с помощью крановой подвески, вводимой под боковые элементы поддона. Расстояние между осями подвесок  $l_2 = 126 \text{ см}$ .

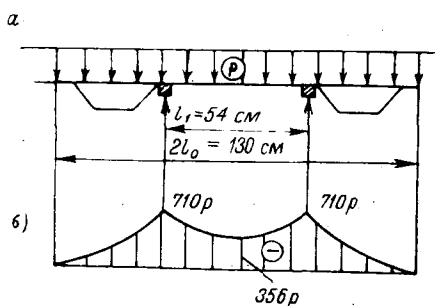


Рис. 5

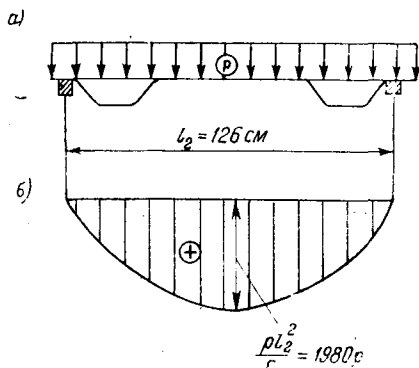


Рис. 6

В третьем случае (рис. 7) поддон находится в штабеле. При этом на самый нижний поддон, согласно принятым нормам ГОСТ 9078—67, может быть установлено не более трех поддонов с грузом. Следовательно, в этом случае на поддон может передаваться четырехкратная нормативная нагрузка. Однако эта нагрузка при расположении поддона в штабеле не будет вызывать его изгиба за счет арочного эффекта от перевязки штучных грузов и вышележащих поддонов.

Отмеченное явление подтверждается проведенным экспериментом. Поэтому опасные сечения и соответствующие усилия в них следует искать по первому или второму случаям загрузки. На рис. 5, б и 6, б построены эпюры изгибающих моментов в поддонах. При построении эпюр расчетных усилий будем рассматривать в поперечном направлении полосу поддона шириною в  $1 \text{ см}$ . Тогда указанная нагрузка на  $1 \text{ см}^2$  поддона  $p$ , может рассматриваться, как погонная нагрузка в кг на см.

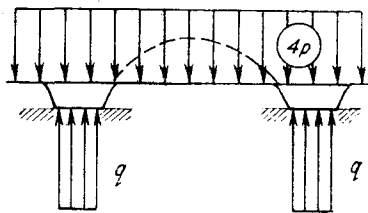


Рис. 7

Как следует из приведенных эпюр, в первом случае опасные сечения находятся над вилами, где возникает изгибающий момент  $M_{1 \text{ макс}} = 710 p$ .

Во втором случае опасное сечение находится посередине поддона, и в нем возникает изгибающий момент

$$M_{2 \text{ макс}} = \frac{pl_2^2}{8} = 1980 p.$$

Поддон представляет собой балку-пластинку, поэтому касательные напряжения, возникающие от поперечных сил, будут очень незначительными и ими можно пренебречь.

Исходя из максимального момента  $M_{\max} = \frac{p l_2^2}{8}$ , определим несущую способность поддона, т. е. допустимое значение нагрузки  $p$ . Условие прочности имеет вид:

$$\sigma = \frac{k M_{\max}}{m W} = \frac{k p l_2^2}{8 m W} \leq \frac{\sigma_B}{n}, \quad (10)$$

где  $W$  — момент сопротивления сечения поддона шириной в 1 см,

$$W = \frac{1 \cdot 8^2}{6} = \frac{1 \cdot 1,8^2}{6} = 0,54 \text{ см}^3;$$

$\sigma_B$  — временное сопротивление материала поддона на изгиб, согласно проведенным экспериментам  $\sigma_B = 1000 \text{ кг/см}^2$ ;

$k$  — коэффициент динамичности и изменчивости нагрузки, для штучных грузов принимаем  $k = 1,5$ ;

$m$  — коэффициент условий работы, для конструкций, подверженных атмосферным воздействиям  $m = 0,9$ ;

$n$  — коэффициент однородности материала, для склееного шпона с учетом пороков принимаем  $n = 1,3$ .

Подставляя значение расчетного момента в уравнение (10), получим

$$\frac{k p l_2^2}{8 m W} = \frac{k 1980 p}{m W} \leq \frac{\sigma_B}{n},$$

откуда

$$p \leq \frac{8 m \sigma_B W}{k n l_2^2}. \quad (11)$$

С учетом приведенных выше численных значений величин, входящих в формулу (11), найдем

$$p \leq \frac{0,9 \cdot 1000 \cdot 0,54}{1,5 \cdot 1,3 \cdot 1980} = 0,126 \approx 0,13 \text{ кг/см}.$$

Итак, мы нашли допускаемую для рассматриваемого поддона (см. рис. 2) нагрузку на 1 см<sup>2</sup> или на 1 пог. см для полоски поддона шириной в 1 см.

Допускаемая погонная нагрузка для поддона шириной 1 см определится по формуле

$$[p] = p a. \quad (12)$$

Суммарную грузоподъемность поддона найдем через допускаемую нагрузку

$$P = [p] 2 l_0 = \frac{16 m \sigma_B W a l_0}{k n l_2^2}. \quad (13)$$

Для рассматриваемого поддона это составит

$$P = 0,13 \cdot 90 \cdot 130 = 1520 \text{ кг},$$

т. е. грузоподъемность поддона принятых размеров не должна превышать 1,5 т.

Выведем формулу для подбора толщины сечения поддона, обеспечивающую любую заданную грузоподъемность  $P$ . Для этого воспользуемся условием прочности (10)

$$W = \frac{\delta^2}{6} \geq \frac{nkpl_2^2}{8m\sigma_B}$$

или

$$\delta \geq l_2 \sqrt{\frac{3nkP}{4m\sigma_B}} = l_2 \sqrt{\frac{3nkP}{8m\sigma_B a l_0}}. \quad (14)$$

Следует учесть, что расчетный пролет  $l_2$  является функцией полной длины поддона  $2l_0$  и отличается от него примерно на толщину одной крановой подвески  $d$ , т. е.

$$l_2 = 2l_0 - d, \quad (15)$$

где  $d \approx 40$  мм.

Тогда уравнение (14) примет вид

$$\delta \geq (2l_0 - d) \sqrt{\frac{3nkP}{8m\sigma_B a l_0}}. \quad (16)$$

Полученная зависимость (16) позволяет подбирать и варьировать сечения и размеры поддонов при любых возможных условиях. Она является основой для построения номограмм, существенно облегчающих конструирование поддонов.

Остановимся на методике подбора ширины основания гофра  $b$ . Для этого составим условие прочности грунта. Причем будем учитывать максимальную нагрузку по третьему случаю (рис. 7), которая равна четырехкратной грузоподъемности:

$$q = \frac{4P}{2ab} = \frac{32m\sigma_B W l_0}{knl_2^2 b} \leq [\sigma_{гр}], \quad (17)$$

где  $[\sigma_{гр}] \approx 2$  кг/см<sup>2</sup> — допускаемое давление на слабый грунт. Остальные обозначения см. выше.

Из уравнения (17), получаем

$$b \geq \frac{2P}{a[\sigma_{гр}]} = \frac{32m\sigma_B W l_0}{knl_2^2 [\sigma_{гр}]}. \quad (18)$$

Для рассматриваемого случая  $P = 1520$  кг,  $a = 90$  см, получим

$$b \geq \frac{2 \cdot 1520}{90 \cdot 2} = 16,9 \text{ см.}$$

С учетом закругления на углах принятый конструктивно размер  $b = 18,5$  см практически совпадает с расчетным.

## Выводы

1. Гофрирование шпона в слабом поперечном направлении значительно повышает его жесткость в конструкции и позволяет полностью использовать его несущую способность в продольном направлении. При этом не представляет трудностей создать в слабом поперечном направлении жесткость, большую продольной, и обеспечить равномерную работу конструкции при минимальном расходе материала. В этом принципе заложены большие возможности по изысканию оптимальных клееных конструкций из шпона.

2. Для рассмотренного профильного поддона необходимая жесткость с избытком обеспечивается двумя гофрами. Увеличения количества гофр поддона из жесткостных условий не требуется.

Кроме этого излишние гофры требуют повышенного расхода материала, а также уменьшают устойчивость некоторых грузов (например в ящиках).

В особых конструкциях (несущих), когда требуется повышенная поперечная жесткость, количество гофр может быть увеличено.

3. Благодаря профильной форме многослойные поддоны из шпона значительно легче столярных поддонов, выпускаемых по ГОСТ 9078—67.

Это обеспечивает значительную экономическую выгоду от их применения не только за счет экономии древесины, но также вследствие их лучшей транспортабельности.

4. Найденные аналитические зависимости позволили оптимизировать все основные геометрические параметры поддонов: профиль гофра, угол наклона граней гофра, ширину основания гофра и т. п.

5. Разработанная методика расчета может быть использована при создании из шпона многослойных клееных профильных конструкций любого назначения.

## Литература

1. Ногинский В. М., Бродыгин Г. А. Авторское свидетельство № 191412 «Поддон», 19/XI-1966 г.

*П. В. Василевская, В. Н. Еремеев, Е. Г. Ивановский, Э. М. Лаутнер*

### **Влияние условий резания на динамические и электрические показатели при строгании прессованной древесины березы**

В современном машиностроении уплотненная древесина находит все большее применение как заменитель многих дефицитных материалов. Однако до настоящего времени еще не исследованы режимы обработки уплотненной древесины, что, в известной степени, сдерживает ее широкое применение в качестве конструкционного материала.

На кафедре «Станки и инструменты» ЛОЛЛТА им. С. М. Кирова проведены сравнительные исследования по строганию натуральной и уплотненной древесины разных пород. В этой статье отражены результаты исследования прямолинейного открытого строгания прессованной березы, полученной контурным прессованием путем протяжки. (Объемный вес —  $1,183 \text{ г/см}^3$ ). Исследования проведены на специальной установке, позволяющей одновременно регистрировать горизонтальную  $P$  и нормальную  $P_n$  компоненты силы действия обрабатываемого материала на инструмент и электрический заряд  $Q$  инструмента (обрабатываемого материала) [1]. В установке использован принцип электрического интегрирования мгновенных значений измеряемых величин.

В процессе исследований сохранялись следующие постоянные условия: скорость резания —  $0,15 \text{ м/сек}$ ; материал инструмента (резца) — сталь У8-А; радиус закругления режущей кромки —  $4\text{--}5 \text{ мм}$ ; задний угол —  $10^\circ$ ; размеры образца —  $30 \times 60 \times 5 \text{ мм}$ ; влажность образца —  $10\%$ ; объемный вес —  $1,183 \text{ г/см}^3$ .

Цель исследований — установить влияние угла резания, вида резания, толщины стружки на энергетические и электрические показатели процесса резания.

Переменные условия опытов: угол резания —  $50^\circ, 70^\circ$ ; вид резания — продольное, поперечное; толщина стружки — от  $0,05$  до  $0,40 \text{ мм}$ .

По полученным при исследовании значениям  $P$ ;  $P_n$  и  $Q$  вычислены: отнесенные к единице номинальной ширины стружки сила резания  $P_1 \text{ кг/мм}$  и сила отжима (затягивания) инструмента  $P_n \text{ кг/мм}$ ; удельная сила резания  $K \text{ кг/мм}^2$ , удельный электрический заряд \*  $K_0 \text{ к/см}^3$ .

Результаты исследований представлены рис. 1—4, на которых показано изменение величин силы резания, нормальной силы (отжима—затягивания), удельной силы резания и удельного электрического за-

\* Удельный электрический заряд — полный заряд инструмента (обрабатываемого материала), отнесенный к единице номинального объема стружки.



ряда с увеличением толщины стружки для различных углов резания при продольном и поперечном строгании.

Анализ полученных результатов позволяет сделать следующие выводы.

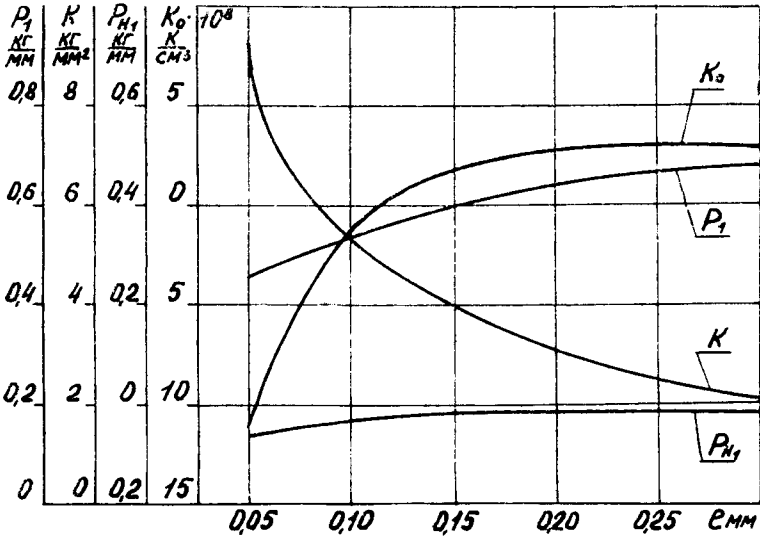


Рис. 1. Продольное строгание. Угол резания  $50^\circ$ . Положительное направление силы  $P_{H1}$  означает отжим инструмента

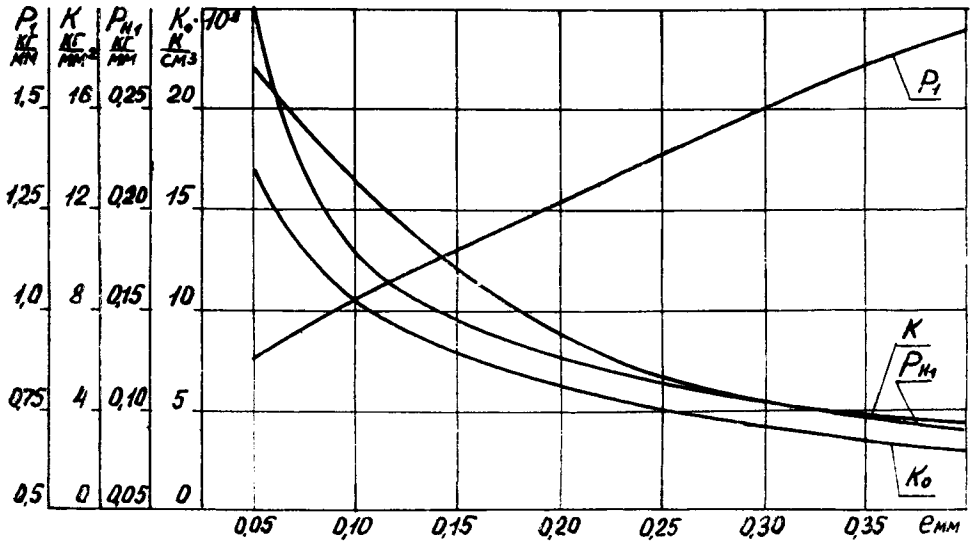
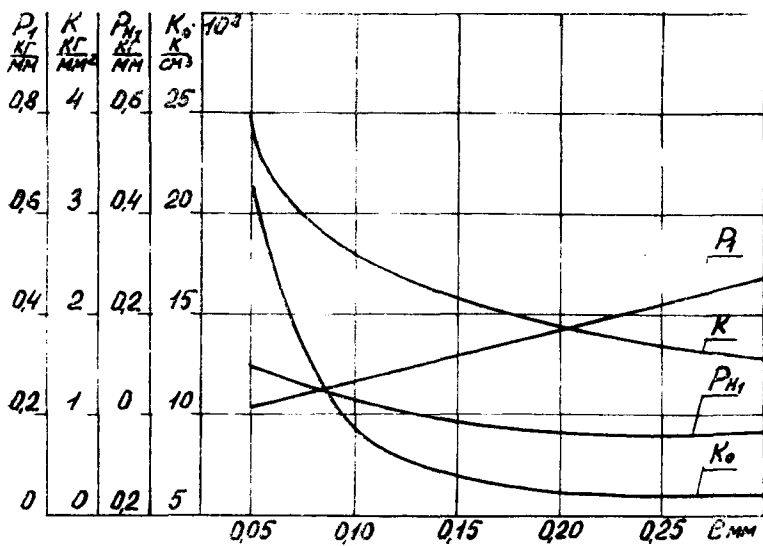
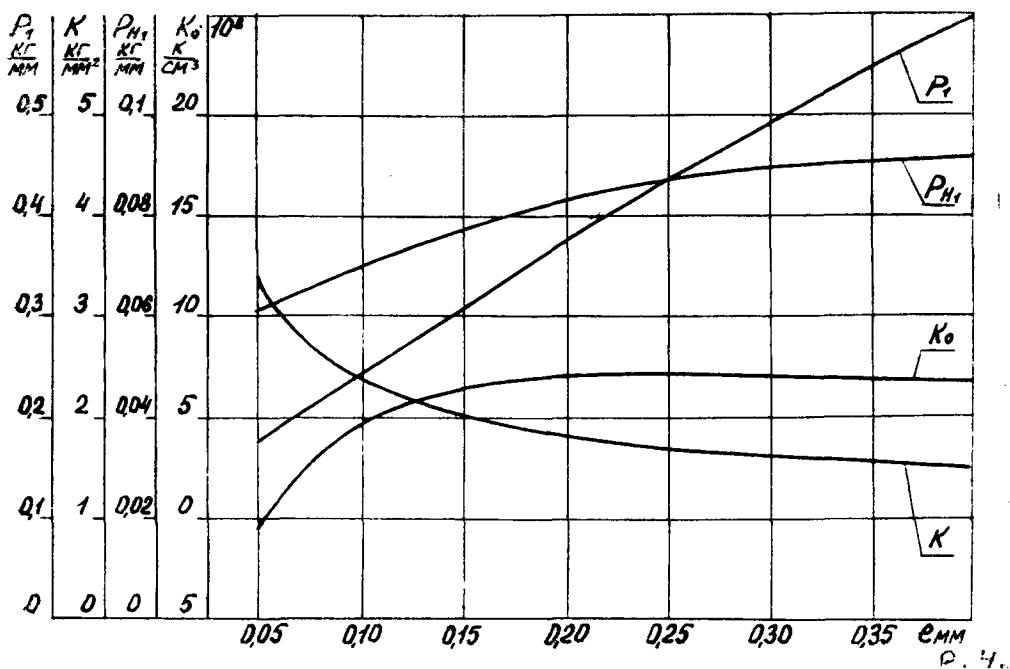


Рис. 2. Продольное строгание. Угол резания  $70^\circ$

Сила резания  $P_1$  растет с увеличением толщины стружки и угла резания.

При угле резания  $70^\circ$  сила  $P_1$ , растет интенсивнее, чем при угле резания  $50^\circ$ .

Рис. 3. Поперечное строгание. Угол резания  $50^\circ$ Рис. 4. Поперечное строгание. Угол резания  $70^\circ$

Нормальная к направлению скорости резания сила  $P_n$ , при угле резания  $50^\circ$  является в основном силой затягивания. Исключение составляют весьма малые толщины стружек (около  $0,05$  мм) при поперечном резании. При угле резания  $70^\circ$  нормальная сила является силой отжима, уменьшаясь с увеличением толщины стружки при продольном резании и увеличиваясь — при поперечном.

Удельная сила резания при всех исследованных режимах обработки изменяется с увеличением толщины стружки по гиперболическому закону. При толщине стружки  $e < 0,10 - 0,15$  мм удельная сила резания увеличивается очень быстро, при толщине стружки от  $0,15$  до  $0,40$  мм удельная сила резания изменяется мало, асимптотически приближаясь к постоянной величине.

Наблюдается корреляционная зависимость между удельным электрическим зарядом  $K_0$  и нормальной силой  $P_n$ . При больших силах отжима (большое трение по задней грани) с резца снимаются положительные заряды, при силах затягивания, в основном, — отрицательные, что, по-видимому, связано с соотношением трибо- и пьезозарядов.

Полученные результаты исследований могут быть использованы для выбора режимов резания прессованной березы.

### Литература

1. П. В. Василевская, Е. Г. Ивановский, Э. М. Лаутнер. Исследование динамики и электрических явлений при резании древесины. Материалы научно-технической конференции факультета МТД ЛолЛТА им. С. М. Кирова. 1968.

2. Е. Г. Ивановский и др. Разработка нормативов фрезерования. Отчет № 984 НИС ЛолЛТА им. С. М. Кирова. 1961.

*М. С. Мовнин, Ю. В. Гнусов, Г. В. Берзиньш*

## **О физико-механических свойствах металлопрессованной древесины и равномерности распределения компонентов металл-дерево**

Пропитанная металлом прессованная древесина представляет собой материал с качественно новыми свойствами. Свойства металлопрессованной древесины отличаются от прессованной древесины, пластмасс и других анизотропных материалов и обусловлены, прежде всего, особенностями исходной прессованной древесины и введенного металла, а также количеством последнего и характером его распределения в древесине. Специально разработанной методики испытаний металлопрессованной древесины не существует. Поэтому для ориентировочной характеристики материала физико-механические свойства его определялись по методике испытаний прессованной древесины в соответствии с ГОСТ 9629—66 и ГОСТ 6336—52.

Однако кроме физико-механических свойств материала необходимо знать и качество пропитки, т. е. равномерность распределения металла по сечению заготовки, так как структура материала оказывает значительное влияние на его антифрикционные свойства.

Качество пропитки характеризовалось глубиной проникновения расплавленного металла, равномерностью распределения металла по сечению или объему пропитываемой заготовки и количеством поглощенного прессованной древесиной металла.

Для пропитки использовалась древесина контурного прессования (ДП-К), одноосного прессования (ДП-О) и гнутопрессованная древесина (ДП-ГТ) с объемным весом в абсолютно сухом состоянии от 0,95 до 1,1 г/см<sup>3</sup>. Пропитка осуществлялась на специальной установке под давлением до 150 ат [1]. Для пропитки использовались сплавы на основе свинца и олова. Сплав на основе олова был взят стандартный, марки «Л145».

Для прессованной древесины с исследуемым объемным весом теоретически возможный объем поглощения расплавленного металла составляет от 39 до 29%, т. е. теоретически возможный объемный вес металлопрессованной древесины будет находиться в пределах от 4,0 до 3,5 г/см<sup>3</sup>.

Однако результаты пропитки показали, что полное заполнения пор древесины металлом не происходит.

Степень заполнения пор металлом в зависимости от пористости прессованной древесины, а также в зависимости от размера пропитываемых заготовок изучалась на образцах сечением 20×20 и длиной по волокну 5, 10, 20 мм и т. д. через каждые 10 мм до 300 мм. Образцы вырезались из древесины контурного (ДП-К) и одноосного (ДП-О) прессования. Для гнутопрессованной древесины (ДП-ГТ) длина об-

разца по волокну не превышала 20 мм. Пропитка велась до максимально возможной степени насыщения. Степень заполнения пор характеризовалась коэффициентом заполнения, который определялся по формуле:

$$K = \frac{P_m \cdot 10^4}{d_m \cdot V \cdot C},$$

где  $K$  — коэффициент заполнения пор металлом, %;

$d_m$  — удельный вес металла, г/см<sup>3</sup>;

$P_m$  — вес металла в образце, г;

$V$  — объем образца, см<sup>3</sup>;

$C$  — объем пор образца, %.

В результате проведенных исследований зависимость коэффициента заполнения пор от размера образца не была обнаружена. Имевшие место колебания коэффициента заполнения пор (амплитуда колебаний 2—5%) носили противоречивый характер. Однако указанное обстоятельство следует рассматривать как частный случай, так как экспериментальные образцы при различной длине по волокну имели одинаковое сечение, хотя пропитка в поперечном направлении идет значительно хуже.

Коэффициент заполнения пор для гнутопрессованной древесины с исследуемым объемным весом находится в пределах от 88 до 85%, а для древесины контурного и одноосного прессования — от 77 до 70%. Обработка экспериментальных данных по способу наименьших квадратов показала, что зависимость коэффициента заполнения пор от пористости для гнутопрессованной древесины удовлетворительно описывается уравнением:

$$K = 107 - 20C,$$

а для древесины контурного и одноосного прессования — уравнением

$$K = i21,33 - 46,67C.$$

Неполное заполнение пор древесины металлом объясняется, по нашему мнению, тем, что расплавленный металл имеет определенную вязкость и не может заполнить наиболее мелкие поры. Незаполненными остаются также закрытые поры. Кроме того часть расплавленного металла вытекает из сосудов после снятия давления в результате «отдачи».

Более низкий коэффициент заполнения пор для древесины контурного и одноосного прессования по сравнению с коэффициентом заполнения пор для гнутопрессованной древесины при одинаковой пористости объясняется тем, что древесина контурного и одноосного прессования подвергается более значительным химическим изменениям при прессовании, препятствующим пропитке.

Исследуемая древесина контурного и одноосного прессования практически поглощает объем металла меньше теоретически возможного в среднем на 9%, а гнутопрессованная древесина — меньше в среднем на 5%. В соответствии с этим при пропитке гнутопрессованной древесины объемный вес металлопрессованной древесины будет находиться в пределах от 3,7 до 3,1 г/см<sup>3</sup>, а при пропитке древесины контурного и одноосного прессования — от 3,35 до 2,75 г/см<sup>3</sup>.

Равномерность пропитки определялась путем микроструктурного анализа полированных срезов. Заготовка из прессованной древесины сечением 20×20 и длиной 300 мм пропитывалась до максимально возможной степени насыщения. После пропитки заготовка разрезалась по

длине на образцы длиной 20 мм. Всего из заготовки вырезалось 10 таких образцов, поверхность которых тщательно обрабатывалась. Полученные таким образом образцы взвешивались на лабораторных весах с точностью до 0,01 г, их размеры замерялись микрометром с точностью до 0,01 мм и определялся объемный вес. Амплитуда колебаний объемного веса образцов не превышала 2%, что говорит о равномерности пропитки по глубине.

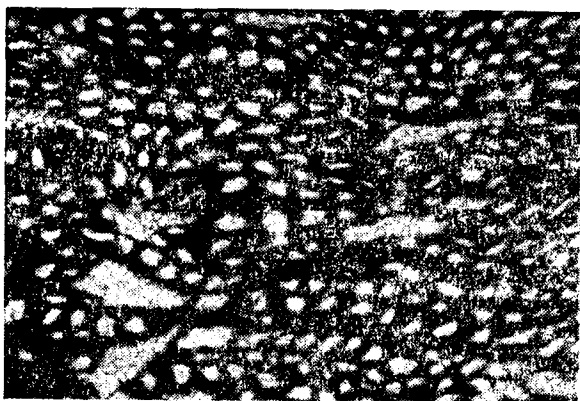


Рис. 1. Микроструктура участка ( $\times 200$ ) металлопрессованной древесины с объемным весом  $3,5 \text{ г/см}^3$  в сечении:  
а — поперек волокон; б — вдоль волокон

После определения объемного веса образцы снова разрезались на более мелкие, с площадью поперечного сечения  $80\text{--}100 \text{ мм}^2$ . Образцы обрабатывались личным напильником, а затем шлифовались на наждачной бумаге М-20 и М-14. Шлифование велось до полного исчезновения рисок. Затем отшлифованная поверхность образца полировалась на вращающемся суконном круге. Доводка шлифов осуществлялась на фланелевом круге.

Микроструктура металлопрессованной древесины в наших исследованиях изучалась на металлографическом микроскопе МИМ-7.

На рис. 1, а, б показаны микроструктуры металлопрессованной

древесины с объемным весом  $3,5 \text{ г/см}^3$  в сечении поперек и вдоль волокон.

Данные микроструктурного анализа показывают, что металл равномерно распределяется по сечению образцов, заполняя полости сосудов и внутриклеточные пространства.

Результаты исследований физико-механических свойств металлопрессованной древесины сведены в таблицу, в которой даны физико-механические свойства прессованной древесины, использованной для пропитки и полученной металлопрессованной древесины.

Из таблицы видно, что прочность металлопрессованной древесины больше, чем у прессованной древесины в 2—2,5 раза. Равновесная влажность находится в пределах 1—3%. Водопоглощение значительно ниже. Однако вследствие того, что клетки древесины не пропитываются металлом, способность древесины поглощать воду полностью не утрачивается.

Таблица

## Физико-механические свойства металлопрессованной древесины (МДП)

Материал	Объемный вес, $\text{г/см}^3$	Влажность, %	Предел прочности, $\text{кг/см}^2$				Сопrotивление ударному изгибу, $\text{кг/м/см}^2$	Твердость, $\text{кг/мм}^2$		Теплопроводность, $\text{ккал/м} \times \text{час-град}$		Маслопоглощение, за 24 часа, %	Водопоглощение за 24 часа, %
			сжатие вдоль волокон	сжатие поперек волокон в направлении		статический изгиб		торцовая	радиальная	вдоль волокон	поперек волокон		
				тангентальном	радиальном								
ДП Береза	1,1	8	1050	330	520	1510	0,51	9,0	4,5	0,29	0,22	1,5—2,2	102
Сплав на основе свинца													
МДП Береза	3,1	1	2300	740	1100	3080	1,8	18,5	9,8	8,01	2,84	0,2—0,4	2—4,5
Сплав на основе олова													
МДП Береза	3,2	3	2508	762	1224	3105	1,85	21,8	11,6	8,82	2,86	0,2—0,4	2—4,0

Так как металл не обладает достаточными адгезионными свойствами к древесине и дает усадку в процессе охлаждения, между столбиками металла и стенками сосудов образуются мельчайшие щели, достаточные для прохода влаги. Поэтому металл лишь механически препятствует поглощению воды извне, замедляя этот процесс.

Теплопроводность металлопрессованной древесины в значительной мере зависит от степени насыщения металлом и от теплопроводности выбранного для металлизации сплава. Так при пропитке металлическим сплавом на основе олова теплопроводность прессованной древесины с исследуемым объемным весом возросла вдоль волокон в 32—40 раз, поперек волокон — в 10—14 раз.

## Выводы

1. Пропитка прессованной древесины металлом значительно повышает ее физико-механические свойства и в первую очередь теплопроводность.

2. Металл достаточно равномерно распределяется по длине и поперечному сечению образцов, заполняя полости сосудов и внутриклеточные пространства. Для того, чтобы получить материал с равномерным распределением составляющих компонентов металл—дерево, необходимо использовать прессованную древесину тех пород, которые имеют наиболее мелкие и равномерно рассеянные по сечению сосуды.

## Литература

1. Гнусов Ю. В. Пропитка прессованной древесины цветными металлами. Сб «Прессованная древесина и ее применение в машиностроении и при ремонте машин», Киев, 1967.
-



## СОДЕРЖАНИЕ

	Стр.
Предисловие . . . . .	5
1. М. С. Мовнин, А. Н. Ерошкин, Н. А. Модин, Р. М. Мурзич, В. И. Осипова. Износостойкость уплотненной древесины . . . . .	19
2. В. П. Скрупский, А. Э. Зиемелис, Г. В. Берзиньш. Износ химически пластифицированной древесины . . . . .	29
3. А. Б. Израелит. О развитии пластических деформаций при радиальном обжати осесимметричного деревянного элемента . . . . .	34
4. Г. В. Берзиньш, Э. Э. Лавандел, Я. Я. Липиньш, В. А. Шавелис. Некоторые реологические свойства обработанной 25%-ным раствором аммиака древесины березы при сжатии . . . . .	41
5. И. Я. Эглайс, Г. В. Берзиньш. Определение неdestructивным методом динамических модулей упругости, коэффициента Пуассона и декремента затухания пластифицированной древесины березы . . . . .	48
6. А. Э. Румба, К. А. Роценс, Г. В. Берзиньш. Изменение основных упругих деформативных характеристик уплотненной древесины березы, обработанной аммиаком, в зависимости от ее плотности . . . . .	59
7. Н. А. Модин, В. С. Буянов. Деформативные характеристики древесины березы радиального прессования . . . . .	69
8. Н. А. Модин. Удельное давление по длине матричного канала штемпельного пресса . . . . .	74
9. Н. А. Модин, Р. М. Мурзич. Антифрикционные свойства втулок из пресскрошки с различным расположением частиц . . . . .	86
10. М. С. Мовнин, В. В. Янов. Температурный режим работы трения древесных пластиков из измельченной древесины . . . . .	93
11. Ю. В. Гнусов, М. С. Мовнин, Г. В. Берзиньш. Модификация прессованной древесины расплавленными металлами . . . . .	102
12. Н. В. Ващев. Гигроскопичность уплотненной древесины . . . . .	111
13. М. С. Мовнин, М. А. Рудык, Ю. Г. Доронин. Исследование модифицированного древесного слоистого пластика на трение и контактную прочность . . . . .	118
14. М. С. Мовнин, А. Б. Израелит, В. М. Ногинский. Определение оптимальных параметров профильных прессованных поддонов из шпона . . . . .	128
15. П. В. Василевская, В. Н. Еремеев, Е. Г. Ивановский, Э. М. Лаутнер. Влияние условий резания на динамические и электрические показатели при строгании прессованной древесины березы . . . . .	137
16. М. С. Мовнин, Ю. В. Гнусов, Г. В. Берзиньш. О физико-механических свойствах металлопрессованной древесины и равномерном распределении компонентов металл—дерево . . . . .	141

## CONTENTS

	Page
Preface . . . . .	10
1. M. S. Movnina, A. N. Yeroshkin, N. A. Modin, R. M. Mourzich, V. I. Osipova. Wear resistance of condensed wood . . . . .	19
2. V. R. Skrupskis, A. E. Ziemelis, G. V. Berzinsh. The wear of plasticized wood . . . . .	29
3. A. B. Izraelit. On the development of plastic deformations by radial compression of an assymetrical wood element . . . . .	34
4. G. V. Berzinsh, E. E. Lavandel, J. J. Lipinsh, V. A. Shovelis. Some rheological properties of 25% — ammonia-treated birch at compression . . . . .	41
5. I. Y. Eglais, G. V. Berzinsh. Determination of dynamic resiliency moduli, the poisson coefficient and extinction decrement of plasticized virch-wood by a non-destructive method . . . . .	48
6. A. E. Rumba, K. A. Pocens, G. V. Berzinsh. The change of the main resiliency characteristics of condensed ammonia-treated bischwood according to its density . . . . .	59
7. N. A. Modin, V. S. Bouyanov. Deformative characteristics of radially pressed birchwood . . . . .	69
8. N. A. Modin. Sperific pressure along the matrix canal . . . . .	74
9. N. A. Modin, R. M. Mourzich. Antifriction properties of bushings made of press chop with various particle dispositions . . . . .	86
10. Y. V. Gpusov, M. S. Movnin, G. V. Berzinsh. Modification of pressed wood by molten metals . . . . .	93
11. M. S. Movnin, V. V. Yanov. Friction temperature regime of milled wood plastics . . . . .	102
12. N. V. Vashchev. Nydroscopicity of condensed wood . . . . .	111
13. S. S. Movnin, M. A. Roudykh, Y. G. Doronin. Investigation of modified lamellar wood plastic on friction and contact strength . . . . .	118
14. M. S. Movnin, A. B. Izraelit, V. M. Noglinsky. Estimation of optimal parameters of corrubuted pressed sawn veneer vottoms . . . . .	128
15. R. V. Vasilevska, V. P. Yeremeyev, E. G. Ivanovsky, E. M. Lautner. The effect of cutting conditions on dynamic and electric indicators at planing pressed birchwood . . . . .	137
16. M. S. Movnin, I. V. Gnusov, G. V. Berzinsh. «The physical and mechanical properties of the metalpressed wood and equally disperses componen-tes «metal—wood» . . . . .	141

## INHALT

	Seite
Vorwort . . . . .	14
1. M. S. Movnin, A. N. Jeroschkin, N. A. Modin, R. M. Mursitsch, W. J. Ossipowa. Die Verschleissfestigkeit verdichteten Holzes . . .	19
2. W. P. Skrupskis, A. E. Siemells, G. W. Behrsinsch. Die Verschleissfestigkeit chemisch plastifizierten Nolz . . . . .	29
3. A. B. Israelit. Über die Entwicklung der plastischen Verformung beim radialen Zusammendrücken axialsymetrischer höluerner Elemente . . . . .	34
4. G. V. Behrsinsch, E. E. Lawandel, J. J. Lipinsch, W. A. Schawelis. Einige rheologische Eigenschaften mit 25%-iger Ammoniaklösung behandelten Birkenholzes beim Zusammendrücken . . . . .	41
5. I. J. Eglajs, V. G. Behrsinsch. Die zerstörungsfreie Ermittlung des dynamischen E-Moduls, der Roissonchen Zahl und des Dämpferungs-dekrementes plastifizierten Birkenholzes . . . . .	48
6. A. E. Rumba, K. A. Rozens, V. G. Behrsinsch. Die Veränderung der Elastizitäts—Charakteristik mit Ammoniak behandelten verdichteten Birkenholzes in Abhängigkeit von deren Dichte . . . . .	59
7. N. A. Modin, V. S. Bujanoff. Die Verformungscharakteristik radial zumtunengepressten Birkenholzes . . . . .	69
8. N. A. Modin. Der spezifische Druck längs des Ziehdüsenkanals der Stempelpresse . . . . .	74
9. N. A. Modin, R. M. Mursitsch. Die Gleiteigenschaften von Buchsen aus Pressholzschnitt mit verschiedener Anordnung der Teilchen . . . . .	86
10. M. S. Movnin, V. V. Janov. Die Temperaturverhältnisse der Reibungsarbeit von Holzplatten aus zerkleinertem Holz . . . . .	93
11. J. V. Gnussov, M. S. Movnin, G. V. Behrsinsch. Die Modifizierung verdichteten Holzes mit geschmolzenen Metallen . . . . .	102
12. N. W. Waschtscheff. Die Hygroskopizität des Verdichteten Holzes . . . . .	111
13. M. S. Movnin, M. A. Rudyck, J. G. Doronin. Die Untersuchung des modifizierten Holzplastaminats hinsichtlich der Reibung und Festigkeit . . . . .	118
14. M. S. Movnin, A. B. Israelit, W. M. Noginski. Die Ermittlung der optimalen Parameter profilierter gepresstes Paletten aus Schälholz . . . . .	128
15. P. W. Wasilewskaja, W. N. Jeremejeff, E. G. Iwanowski, E. M. Lautner. Der Einfluss der Schnittbedingungen auf die dynamischen und elektrischen Kennwerte beim Hobeln verdichteten Birkenholzes . . . . .	137
16. M. S. Movnin, J. V. Gnusov, G. V. Behrsinsch. Von den physikalisch-mechanischen Eigenschaften des metallgepresste Holzes und der Gleichmäßigkeit der Verteilung der Komponenten «Metall-Holzstoff» . . . . .	141

МОДИФИЦИРОВАННАЯ ДРЕВЕ-  
СИНА И ИССЛЕДОВАНИЕ ЕЕ  
СВОЙСТВ

Редактор *Ж. А. Байкова*  
Техн. редактор *М. Н. Чамина*  
Корректор *Е. Л. Кудряшова*

Предисловие и научная редакция  
профессора *М. С. Мовнина*

Научные труды № 123

---

Сдано в набор 1/VIII-68 г. Подписано к печати 6/XI-68 г. М-40257 Зак. 1772 Тир. 1000  
Изд. № 261 Формат бум.  $70 \times 108 \frac{1}{16}$  Печ. л. 9,25 Уч.-изд. л. 12 Цена 1 руб. 25 коп.

---

Типография № 6 Управления печати Ленгорисполкома  
Ленинград, К-18, Институтский пер., 5